



Utilisation d'alliages à mémoire de forme pour la création d'effets de précontrainte dans des composants en béton

Aleksandra Dębska

► To cite this version:

Aleksandra Dębska. Utilisation d'alliages à mémoire de forme pour la création d'effets de précontrainte dans des composants en béton. Autre [cond-mat.other]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2014. Français. NNT : 2014CLF22495 . tel-01083650

HAL Id: tel-01083650

<https://theses.hal.science/tel-01083650>

Submitted on 17 Nov 2014

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° ordre : 2495
EDSPIC : 670

Politechnika Krakowska
im. Tadeusza Kościuszki
Wydział Inżynierii Lądowej
Instytut Materiałów
i Konstrukcji Budowlanych

Université Blaise Pascal
CLERMONT II
Ecole Doctorale
Sciences pour l'Ingénieur
de Clermont-Ferrand

Praca doktorska / Thèse de doctorat en co-tutelle

Skrócona wersja w języku francuskim / Version abrégée en français

Présenté par
mgr inż. Aleksandra Dębska

pour obtenir le grade de
DOCTEUR D'UNIVERSITÉ

Spécialité : Génie Civil

**„MOŻLIWOŚĆ ZASTOSOWANIA MATERIAŁÓW Z PAMIĘCIĄ KSZTAŁTU
DO SPRĘŻANIA KONSTRUKCJI BETONOWYCH”**

**„UTILISATION D'ALLIAGES A MEMOIRE DE FORME POUR LA CREATION
D'EFFETS DE PRECONTRAINTES DANS DES COMPOSANTS EN BETON”**

Soutenue publiquement le 9 octobre 2014 à Clermont-Ferrand, France devant le jury composé de :

Mme. Renata KOTYNIA	Pr. Lodz University of Technology, Pologne	Présidente, Rapporteur
Mme. Shabnam ARBAB CHIRANI	Pr. ENI Brest, France	Rapporteur
M. Jean-François DESTREBECQ	Pr. Université Blaise Pascal Clermont-Ferrand, France	Co-directeur
M. Andrzej SERUGA	Pr. Cracow University of Technology, Pologne	Co-directeur
M. Xavier BALANDRAUD,	Pr. IFMA Clermont-Ferrand, France	Co-encadrant
M. Piotr GWOŹDZIEWICZ,	Pr. Associé Cracow University of Technology, Pologne	Co-encadrant

Recherches réalisées dans le cadre d'une convention de co-tutelle entre l'Université Polytechnique de Cracovie, Pologne et l'Université Blaise Pascal, Clermont-FerrandmFrance.

Financement de recherche par la bourse du Gouvernement Français (doctorat en co-tutelle) et des sujets de recherche conduits à Politechnika Krakowska dans le cadre des contrats suivants: L-1/235/DS/2011, L-1/211/DS/2012 et L-1/141/DS/2013.

Sommaire	page
1. Introduction, but et portée des travaux.....	11
1.1. Introduction	11
1.2. But et portée des travaux - thèses.....	12
1.2.1. But et portée des travaux.....	12
1.2.2. Thèses.....	13
2. Types d'effets de mémoire de forme dans les matériaux intelligents	17
2.1. Transformation des phases dans les alliages d'AMF	17
2.2. Propriétés mécaniques des matériaux à mémoire de forme	19
2.2.1. Effet mémoire simple sens	19
2.2.2. Effet mémoire double sens	22
2.2.3. Effet superélastique	23
2.3. Conclusions	24
3. Utilisation des propriétés des alliages à mémoire de forme en génie civil	25
3.1. Précontrainte durable des constructions en béton	25
3.2. Amortissement passif	27
3.3. Capteurs.....	28
3.4. Rénovation des structures historiques	29
3.5. Conclusion.....	31
4. Fil de nickel - titane et sa conductivité électrique	35
4.1. Elévation de la température dans le fil à mémoire de forme.....	35
4.2. Détermination de martensite start « M_s » et de martensite finish « M_f ».....	40
4.3. Résistance électrique du fil nickel –titane.....	49
4.4. Évaluation de la contrainte en fonction de la température	60
4.5. Conclusions	70
5. Présentation des fils AMF et des éprouvettes en béton : géométrie et propriétés des matériaux	71
5.1. Présentation des matériaux AMF utilisés	71
5.1.1. Tests de calorimétrie différentielle à balayage (DSC).....	71
5.1.2. Tests dilatométriques	74
5.1.3. Procédure générale pour tester les propriétés des matériaux AMF	77
5.1.4 Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm	78
5.1.5. Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 2 mm.....	80
5.1.6. Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 3 mm.....	81

5.1.7. Propriétés mécaniques du fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm	82
5.1.8. Dépendance à la température dans le fil AMF produit par effet Joule.....	85
5.1.8.1. Fil Ni - Ti de diamètre 2 mm.....	86
5.1.8.2. Fil Ni – Ti de diamètre 3 mm	88
5.1.8.3. Fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm	90
5.2. Éprouvettes pour les tests - description.....	92
5.2.1. Préparation des éléments en béton pour les essais	92
5.2.2. Propriétés mécaniques du béton.....	92
5.2.3. Géométrie et équipements supplémentaire des éléments en béton	98
5.2.3.1. Cylindres creux en béton.....	98
5.2.3.2. Poutrelles en béton	102
5.3. Conclusions	103
6. Etude expérimentale de la création de précontraintes dans des éléments en béton	
grâce aux matériaux à mémoire de forme	104
6.1. Procédure d'essai.....	104
6.1.1. Procédure pour les cylindres creux en béton.....	104
6.1.2. Procédure pour les poutrelles en béton	107
6.2. Réalisation des essais de mise en précontrainte des cylindre creux.....	110
6.2.1. Essai de mise en précontrainte avec le fil d'AMF non prédéformé – éprouvettes	
chauffées dans l'enceinte thermique	110
6.2.2. Essai de mise en précontrainte avec le fil d'AMF non prédéformé – chauffage	
du fil par effet Joule.....	116
6.2.2.1. Préparation du chauffage électrique pour la précontrainte des éprouvette	
en béton	116
6.2.2.2. Distribution de la chaleur dans la paroi du cylindre creux $\Phi_{zew} = 200\text{mm}$	
117	
6.2.2.3. Réalisation des tests et résultats	121
6.2.3. Essais de mise en précontrainte de cylindres creux par le fil d'AMF prédéformé	
– chauffage par effet Joule	124
6.2.3.1. Réalisation des essais de mise en précontrainte des cylindres creux	
à l'aide des fils d'AMF prédéformés.....	124
6.2.3.2. Résultats des essais et évaluation de la contrainte dans le fil d'AMF.	126
6.2.3.3 Calcul de la force dans le fil d'AMF en tenant compte de la déformation	
thermique du béton.....	129
6.2.3.4. Influence de la prédéformation du fil Ni-Ti de diamètre de 2 mm	

sur la force de précontrainte obtenue	137
6.2.3.5. Conditions pour l'application de la technologie de précontrainte de cylindres en béton avec chauffage des alliages à mémoire de forme par effet Joule	140
6.2.3.6. Mesure de la résistance électrique des fils à mémoire de forme durant les essais	158
6.3. Essais de précontrainte extérieure des poutrelles en béton à l'aide du fil d'AMF prédéformé	166
6.4. Conclusions	178
7. Analyse théorique des résultats obtenus à partir des études expérimentales sur les propriétés mécaniques des fils AMF	180
7.1. Modèle théorique des propriétés du fil à mémoire de forme pendant le chargement et le déchargement.....	180
7.2. Déformation résiduelle ε_{res} qui résulte du pré-étirement du fil d'AMF en traction axiale	183
7.3. Déformation résiduelle créée durant l'enroulement du fil autour du cylindre creux en béton	183
7.3.1. Courbure du fil à mémoire de forme et déformation qu'elle provoque	184
7.3.2. Déformation due à l'effet d'enroulement.....	184
7.3.3. Déformation totale du fil d'AMF enroulé sur le cylindre creux	185
7.4. Procédure pour calculer la contrainte à la fin de l'essai de mise en précontrainte	189
8. Essais expérimentaux de la capacité de charge de compression du cylindre de diamètres de 200 mm.....	197
8.1. Essais sur cylindres.	197
8.2. Résultats obtenus.....	199
8.3. Analyse des résultats expérimentaux.....	206
9. Conclusions finales	218
10. Annexes	220
10.1. Composition chimique des alliages à mémoire de forme - donnée fournisseur.....	220
10.2. Résultats de DSC donnée par le fournisseur	224
10.3. Résultats des mesures dilatométriques de DSC réalisé pour les fils Ni – Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm et le fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm.....	226
10.4. Dimensions des cylindres creux et de leurs sections.....	228
10.5. Résultats des essais de mise en précontrainte des cylindres creux de diamètre 200,	

250 et 300 mm à l'aide du fil Ni – Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm ou Cu – Al – Be de diamètre 2 mm.....	237
10.6. Modèle théorique de comportement des fils à mémoire de forme pour un chargement cyclique de traction–compression	243
Bibliographie	245

Symboles

Lettres majuscules latines :

A_c	– section de la poutrelle en béton,
A_{SMA}	– section du fil d'AMF,
E	– module d'Young du béton,
F_{SMA}	– force résiduelle de précontrainte dans le fil d'AMF (à la fin de l'essai),
I	– intensité du courant électrique,
K	– courbure du fil d'AMF,
L	– longueur du fil d'AMF,
ΔL	– allongement correspondant à la déformation maximale,
P	– puissance du courant électrique,
P_d	– force totale créée dans un fil d'AMF, calculée sur la base de la déformation ε_{cd} ,
P_g	– force totale créée dans un fil d'AMF, calculée sur la base de la déformation ε_{cg} ,
Q	– quantité de chaleur,
R	– résistance électrique du fil d'AMF,
R_A	– résistance électrique de l'austénite,
R_{Mo}	– résistance électrique de la martensite orientée,
S	– section du fil d'AMF,
T	– température,
ΔT	– différence de température,
T_z	– température du fil d'AMF à la fin de l'essai,
T_w	– température à la surface intérieure du cylindre en béton à la fin de l'essai,
T_o	– température ambiante de réalisation de l'essai,
U	– voltage,

Lettres minuscules latines :

d	– diamètre du fil à mémoire de forme,
e	– distance entre axe des spires du fil d'AMF enroulé sur le cylindre creux ($e > d$),
$f_{ct,spl}$	– résistance du béton à la traction par fendage,
n	– coefficient d'asymétrie entre la traction et la compression, égal à 1.5,
p	– pression,
r_1	– rayon intérieur du cylindre creux en béton,
r_2	– rayon extérieur du cylindre creux en béton,
t	– temps,
$y_{(j)}$	– distance entre le centre de la section et le point considéré,
y_0	– position de l'axe neutre dans la section du fil enroulé, résultant des conditions d'enroulement (avec ou sans glissement entre le fil et le béton),
y_{NA}	– position de l'axe neutre dans la section du fil enroulé compte tenu de la prédéformation ($y_{NA} = y_0 - \varepsilon_{res} / K$),
z	– fraction de martensite orientée dans le fil,

Lettres grecques :

α_t	– coefficient de dilatation thermique du béton,
γ_{tr}	– déformation maximale de transformation de l'AMF en traction,
ε_{cg}	– déformation du béton sur la face supérieure de la poutrelle,
ε_{cd}	– déformation du béton sur la face inférieure de la poutrelle,

ε_e	– déformation élastique,
ε_{res}	– déformation résiduelle,
ε_{tot}	– déformation totale mesurée,
ε_{tr}	– déformation du fil provoquée par la transformation martensitique,
σ_2	– contrainte dans le fil d'AMF après déchargement,
σ_3	– contrainte dans le fil d'AMF provoquée par l'enroulement,
σ_c	– contrainte circonférentielle résiduelle (à la fin de l'essai) de compression du béton,
σ_{com}	– contrainte critique en compression,
$\sigma_{c,NOAM}$	– contrainte dans le béton calculée à l'aide du logiciel NOAM,
$\sigma_{c,\Delta T}$	– contrainte dans le béton due à la dilatation thermique,
$\sigma_{c,SMA}$	– contrainte de compression du béton due à la force dans le fil,
σ_{cr}	– contrainte critique,
σ_{max}	– contrainte maximale,
σ_{Ms}	– contrainte pour la température martensite start M_s ,
σ_{Mf}	– contrainte pour la température martensite finish M_f ,
σ_{res}	– contrainte résiduelle,
σ_{SMA}	– contrainte de traction résiduelle (à la fin de l'essai) moyenne dans le fil AMF,
$\sigma_{xppw(x)}$	– contrainte longitudinale sur la face intérieure du cylindre en béton,
$\sigma_{xppz(x)}$	– contrainte longitudinale sur la face extérieure du cylindre en béton,
$\sigma_{\phi ppw(x)}$	– contrainte circonférentielle sur la face intérieure du cylindre en béton,
$\sigma_{\phi ppz(x)}$	– contrainte circonférentielle sur la face extérieure du cylindre en béton.

1. Introduction, but et portée des travaux

1.1. Introduction

Actuellement, la précontrainte des structures est une méthode connue en génie civil - appliquée principalement dans la construction des ponts, des réservoirs, des bâtiments industriels ou des bâtiments publics. Le développement actuel de ce champ propose des techniques de précontrainte qui utilisent les câbles en acier ou des bandes composites [1, 35, 36]. Chacune des méthodes proposées nécessite l'utilisation d'équipements hydrauliques pour la mise en tension ainsi que la mise en œuvre de dispositifs d'ancrage. Les travaux réalisés sur le chantier nécessitent beaucoup d'espace. Souvent, c'est l'un des problèmes majeurs qui affectent l'utilisation de la technologie appropriée de précontrainte. Depuis quelques années, des recherches sont donc menées visant à réduire l'utilisation de l'équipement pour la mise en précontrainte des structures.

Comme nous le savons, le processus de précontrainte est associé à des forces concentrées locales élevées (temporaires ou à long terme) appliquées à la construction dans les ancrages. Pour les structures historiques et minces c'est un phénomène négatif, parce qu'elles ne sont pas conçues pour supporter ces charges. Au cours de l'utilisation de ces structures, elles ont souvent besoin de renfort. Ce besoin est dû à l'effet défavorable du temps, à la suite de l'exploitation, aux changements dans les conditions d'utilisation, à la réaffectation d'une structure ou de ses composants, à des changements structurels associés à la reconstruction ou la refonte complète (création de trous, suppression de colonnes, etc.)

Au cours des dernières années, il a été créé de nouveaux procédés pour renforcer les structures historiques, entre autres, le collage de bandes ou le moulage de matériaux composites, dont le composant principal est la fibre de carbone. Les opérateurs ont accueilli ces technologies de façon positive, car elles permettent d'éliminer les éléments de renforcement les plus courants (poutres en acier de grandes sections par exemple).

Une autre technologie novatrice, qui est citée de plus en plus souvent, est l'utilisation d'alliages à mémoire de forme (de l'anglais shape memory alloys „SMA”). Ces matériaux appartiennent à un groupe appelé « matériaux intelligents ». Ils sont caractérisés par la capacité de se rappeler de la forme qui leur est donnée en fonction de la charge et de la température. Ils ont une grande capacité de variation dimensionnelle. Selon W. Kaszuwara [31], le matériau d'AMF - de l'état déformé à la forme d'origine - peut produire une contrainte allant jusqu'à 800 MPa. Avec une bonne préparation et un bon usage du matériau, on peut créer une force dans la structure. Cela est démontré par des travaux antérieurs [22, 30, 37, 38,

52]. La précontrainte en utilisant cette technique est possible sans l'utilisation de dispositifs hydrauliques de mise en tension sur le lieu d'exécution des travaux et peut donc être utilisée dans les endroits difficilement accessibles

Actuellement, l'utilisation extensive d'une telle solution semble encore lointaine, même si différents objets de grande valeur historique ou esthétique à géométrie atypique ont déjà utilisé des solutions avec AMF.

1.2. But et portée des travaux - thèses

1.2.1. But et portée des travaux

L'objet de ce travail est l'étude détaillée de composants structuraux composites complexes constitués de béton et de matériau à mémoire de forme tel que des fils de nickel-titane ou de cuivre-aluminium-béryllium. Le travail a porté sur des composants en béton sous la forme de cylindres creux ou de poutrelles de section rectangulaire. L'applicabilité de fils d'AMF comme éléments de renforcement des structures de béton a été vérifiée sur la base du calcul des forces qui ont été créées dans les éléments en béton par l'activation de l'effet de mémoire de forme dans les fils Ni-Ti et Cu-Al-Be. Un but du travail est également de proposer des modèles théoriques pour les éléments prismatiques et cylindriques dont les résultats calculés, après comparaison aux résultats expérimentaux, ont permis d'évaluer les avantages d'associer les deux matériaux. L'objectif principal est de développer une méthode de conception d'éléments en béton avec une précontrainte externe à l'aide de matériaux à mémoire de forme.

Un objectif secondaire de ce travail est la vérification expérimentale des effets des changements de température dans les matériaux à mémoire de forme, qui sont à la base des effets qui motivent ce programme de recherche, ainsi que la détermination des caractéristiques thermomécanique des alliages à mémoire de forme utilisés. La connaissance du comportement thermomécanique permettra également d'utiliser le courant électrique (effet Joule) pour activer la transformation martensitique à l'origine de l'effet mémoire de forme dans les fils d'AMF.

Dans ce contexte, les éléments originaux de la thèse sont les suivants :

- utilisation de deux types de matériaux à mémoire de forme : nickel-titane et cuivre-aluminium-béryllium ;
- réalisation de tests sur des éprouvettes cylindriques en béton de trois diamètres

- extérieurs différents (200 mm, 250 mm et 300 mm) ;
- utilisation de fil Ni-Ti de trois diamètres différents (1 mm, 2 mm et 3 mm) et analyse de l'influence du diamètre sur les résultats expérimentaux ;
- analyse de l'influence de la courbure de l'élément à renforcer sur les contraintes qui se produisent dans le fil d'AMF durant l'activation de l'effet mémoire de forme ;
- vérification théorique des résultats expérimentaux, dans le but de définir une procédure de calcul des contraintes résiduelles dans le fil d'AMF après la mise en précontrainte des éléments en béton.

1.2.2. Thèses

- Dans les alliages à mémoire de forme (AMF) utilisés sous la forme de fils, les températures de transformations M_s , M_f , A_s et A_f , les contraintes critiques σ_{cr} , les contraintes maximales σ_{max} , les contraintes résiduelles σ_{res} ainsi que le module d'élasticité, dépendent du type d'alliage, de sa composition, du processus d'élaboration et du diamètre du fil.
- L'efficacité de la création d'effets de précontraintes dans un composant en béton (exprimée sous la forme d'une contrainte résiduelles σ_{res} dans le fil d'AMF) dépend de la relation entre les températures de transformation et la plage de variation de la température ambiante (valeurs minimale et maximale en phase de fonctionnement de la structure précontrainte par des fils d'AMF).
- L'activation thermique de l'effet mémoire de forme du fil d'AMF par courant électrique (effet Joule) est plus efficace que le chauffage direct du composant renforcé. En cas de contact direct entre le fil d'AMF et l'élément en béton, il est nécessaire de prendre en compte l'influence des contraintes thermiques dans le béton pour l'estimation de la valeur des contraintes résiduelles dans le fil d'AMF.
- Du fait de la résistance électrique du fil AMF lors de l'activation de l'effet mémoire à l'aide du courant électrique, on constate que l'application pour un fil de grand diamètre peut s'avérer moins efficace que pour un fil de petit diamètre en raison de la contrainte thermique qui se développe dans le béton.

PREMIERE PARTIE
BIBLIOGRAPHIE

2. Types d'effets de mémoire de forme dans les matériaux intelligents

Les alliages à mémoire de forme composent le groupe des matériaux qui savent reprendre leur forme primaire après la déformation. Cette propriété se produit pour des conditions de températures spécifiques pour chaque alliage. Ces températures dépendent essentiellement de la composition chimique de l'AMF. Les phénomènes sont liés à un mécanisme de changement de la phase cristalline, piloté par la température mais aussi par la contrainte mécanique subie par le matériau. Ce chapitre rappelle brièvement les propriétés principales des AMF.

2.1. Transformation des phases dans les alliages d'AMF

La transformation martensitique qui se produit dans les alliages à mémoire de forme est responsable des propriétés particulières présentées par les AMF. Elle s'agit d'une transformation qui se produit sans diffusion d'atomes lors d'un changement réversible de la forme du réseau cristallin. C'est une transformation représentée par deux phases : l'austénite et la martensite. La première d'entre elles, nommée la phase mère, est une phase stable aux hautes températures et elle est caractérisée par une structure régulière du réseau cristallin (structure cubique). Alors que la deuxième (phase martensitique) est une phase existant aux températures plus basses et qui possède un réseau cristallin avec symétrie plus basse que l'austénite. Pour les alliages à mémoire de forme, on définit quatre températures caractéristiques qui commencent ou terminent la transformation martensitique:

- M_s : température de début de transformation martensitique (*martensite start*). C'est la température à partir de laquelle l'austénite se transforme en martensite;
- M_f : température de fin de transformation martensitique (*martensite finish*). C'est la température à laquelle la transformation est complète;
- A_s : température de début de transformation austénitique (*austenite start*). C'est la température à partir de laquelle la martensite commence à se transformer en austénite;
- A_f : température de fin de transformation austénitique (*austenite finish*). Le matériau est totalement austénitique.

Le changement de phase dans le matériau à mémoire de forme est causé par des changements de la température. Il est possible aussi d'avoir une phase mixte qui est composée de l'austénite et de la martensite. Le passage d'un état à un autre est représenté dans le schéma ci-dessous (fig. 2.1) en fonction de la phase initiale du matériau (austénite – diagramme de gauche ou martensite – diagramme de droite).

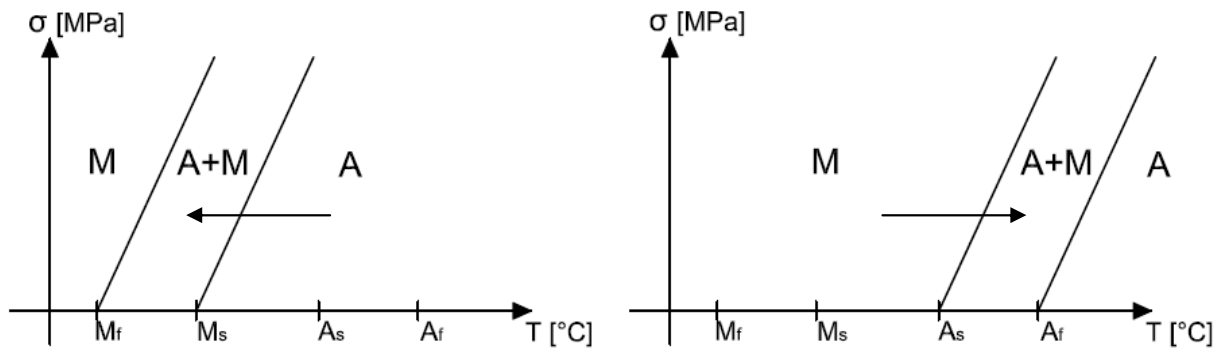


Fig. 2.1. Diagrammes des phases : austénite A et martensite M en fonction de la température (A austénite et M martensite) [57].

Il faut savoir que le matériau d'AMF sera chauffé modérément au-dessus de A_f pour éviter qu'il perde sa « mémoire de forme » [60]. Dans le matériau soumis à un test microscopique pendant la transformation martensitique, on peut remarquer différentes fractions de la phase martensitique en fonction de la température (fig. 2.2). Avec l'augmentation de la température est observée l'augmentation du pourcentage de l'austénite jusqu'à 100 %. Lors de l'abaissement de la température, on voit la tendance inverse c'est-à-dire une augmentation de la fraction de martensite jusqu'à 100% quand la température atteint la valeur de M_f .

La caractéristique principale qui permet de distinguer le matériau à mémoire de forme de l'acier traditionnel, c'est la capacité à inverser la transformation martensitique induite par un changement de température ou un chargement mécanique.

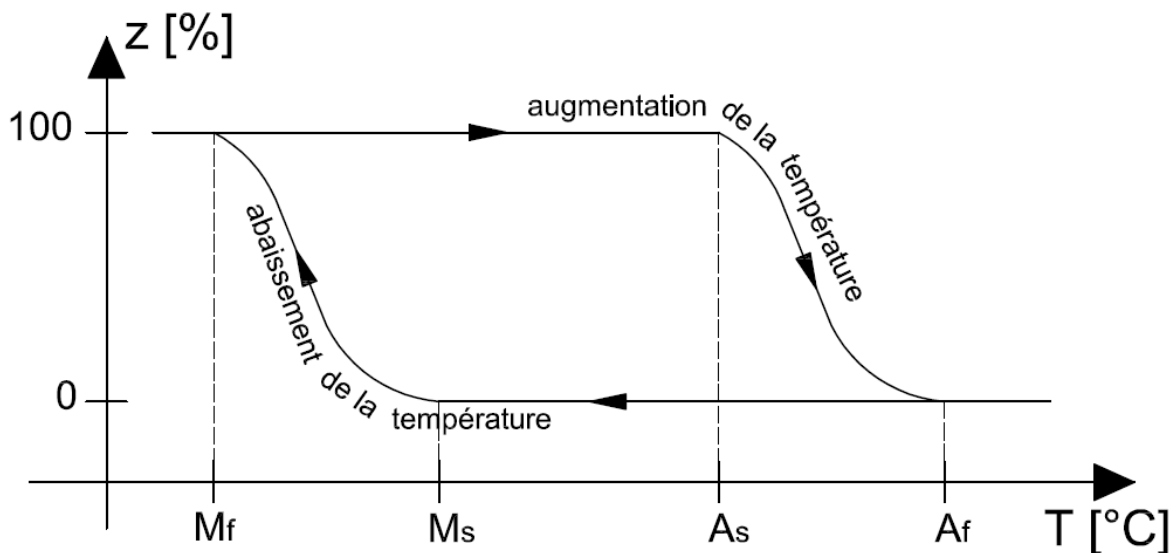


Fig. 2.2. Evolution de la fraction de la phase martensitique en fonction de la température.

2.2. Propriétés mécaniques des matériaux à mémoire de forme

2.2.1. Effet mémoire simple sens

L'un des trois phénomènes liés à la mémoire de forme est l'effet mémoire « simple sens ». L'excitateur qui provoque ce phénomène est la transformation martensitique survenant pendant le changement de température (chauffage ou refroidissement). Cet effet concerne le matériau supposé, déformé dans l'état martensitique (à contrainte nulle) à la température ambiante ($T_a < A_s$), et qui revient à sa forme initiale grâce au chauffage au-dessus de la température A_f (il y a transformation de l'état martensitique à l'état austénitique).

Sur le diagramme de la déformation en fonction de la température (fig. 2.3), on voit que le matériau ne revient pas à sa forme initiale d'une manière idéale, il reste une petite partie de la déformation. La valeur de la déformation récupérée est précisément dépendante de la déformation appliquée. Il existe donc une valeur limite de déformation appliquée. Il s'agit de la limite d'élasticité qui, dépassée, cause une diminution significative de la forme récupérée (tableau 2-1) [60].

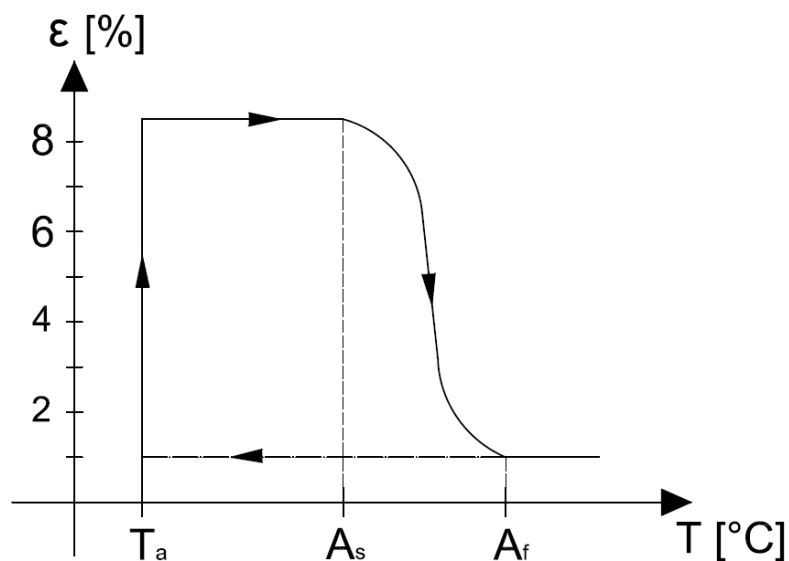


Fig. 2.3. Diagramme de la déformation en fonction de la température pour l'effet de mémoire simple sens.

Lors de la déformation du matériau AMF à l'état martensitique, une contrainte interne est créée et augmente avec la déformation. Durant le processus de déchargement, les contraintes retournent à l'état zéro par contre la déformation reste au même niveau (elle sera perdue lors du processus de chauffage) (fig. 2.4).

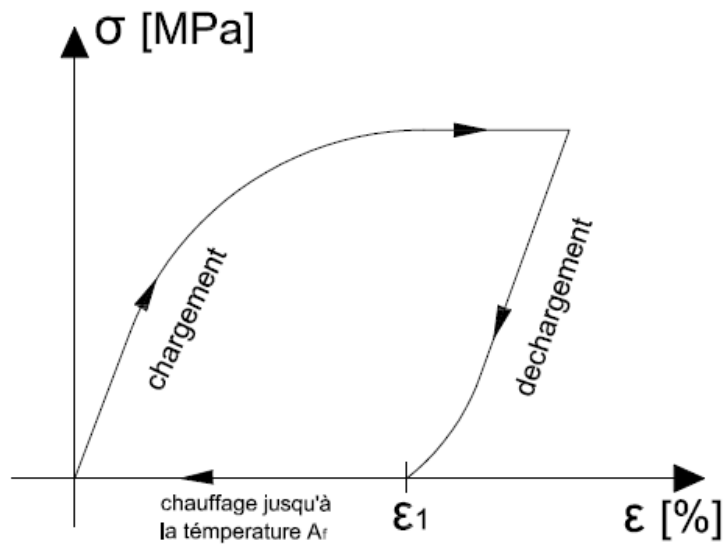


Fig. 2.4. Effet mémoire simple sens.

Le schéma de la structure cristalline au cours des différentes étapes de l'effet mémoire simple sens est illustré sur la figure 2.5.

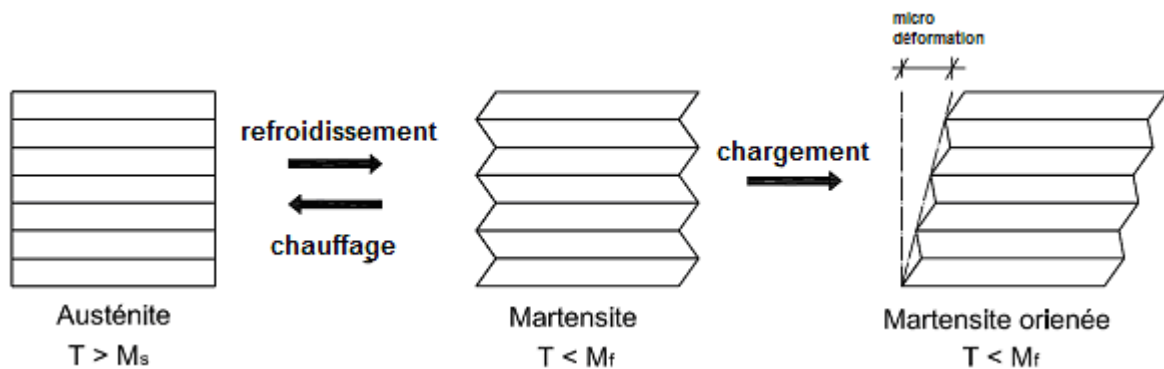


Fig. 2.5. Déformation du réseau cristallin en fonction du chargement mécanique et du chargement thermique.

L'austénite qui est caractérisée par une structure régulière du réseau cristallin qui se transforme durant le refroidissement en une structure moins régulière nommée martensite. La martensite est une phase douce donc l'application de la charge provoque la déformation de la martensite de telle sorte qu'on a un arrangement rhombique et oblique des atomes. En effet, l'éprouvette AMF est étirée significativement. Cette forme de martensite est nommée la martensite orientée. Le chauffage de la martensite orientée conduit à la transformation inverse et le matériau revient à la structure régulière – austénite. De cette manière, le matériau reprend sa forme initiale [21].

L'effet de mémoire simple sens existe dans les matériaux qui ont les structures monocristallines et polycristallines. Par contre, comme indiqué par G. Guenin [27], l'amplitude de la déformation pseudoélastique pour des structures polycristallines est plus petite (tableau 2-1).

Tableau 2-1. Déformation maximale pour les alliages à mémoire de forme qui ont une structure monocristalline et polycristalline [I-1].

Alliage à mémoire de forme							
Type de matériau	Cu - Al - Be		Cu - Al - Ni		Cu - Zn - Al		Ni - Ti
	polycristal	monocristal	polycristal	monocristal	polycristal	monocristal	polycristal
Déformation maximale [%]	3 - 5	4 - 6	3 - 6	4 - 6	3 - 5	4 - 7	8

L'effet de mémoire simple sens peut être utilisé pour créer des forces dans des structures – la procédure de traitement est présentée sur la fig. 2.6. Il faut passer le matériau d'AMF de la phase mère (austénite) à l'état martensitique. C'est possible grâce à son refroidissement jusqu'à une température plus basse que la température M_f . Au cours de ce processus, la transformation de l'austénite en martensite se produit (2). Ensuite, le spécimen revient à la température ambiante (3) en ne changeant pas sa structure cristalline. Ensuite, durant le chargement et déchargement de l'alliage à mémoire de forme, il se produit une réorientation des variantes de la martensite (la martensite se réoriente en martensite orientée) (4, 5). On obtient donc une déformation résiduelle. La dernière étape est le chauffage au-dessus de la température A_f et retour à la température ambiante. Au cours de cette étape, on observe l'augmentation de la contrainte dans le matériau testé (6) jusqu'au dépassement de la frontière de température A_f (la déformation résiduelle est perdue quand l'alliage retourne à l'état austénitique). Au-dessus de cette température, on voit une petite diminution de la contrainte causée par la dilatation thermique. Lorsque le matériau revient à la température ambiante (7), on peut observer que la montée lente de la contrainte se stabilise à un niveau fixe – si la contrainte est plus basse que la valeur de contrainte critique σ_{cr} . Si la contrainte dans le matériau à température ambiante devient supérieure à la valeur σ_{cr} , on observe une baisse jusqu'à la valeur de la contrainte critique (7). C'est l'effet de la production partielle de martensite qui provoque cette réduction de la contrainte existante.

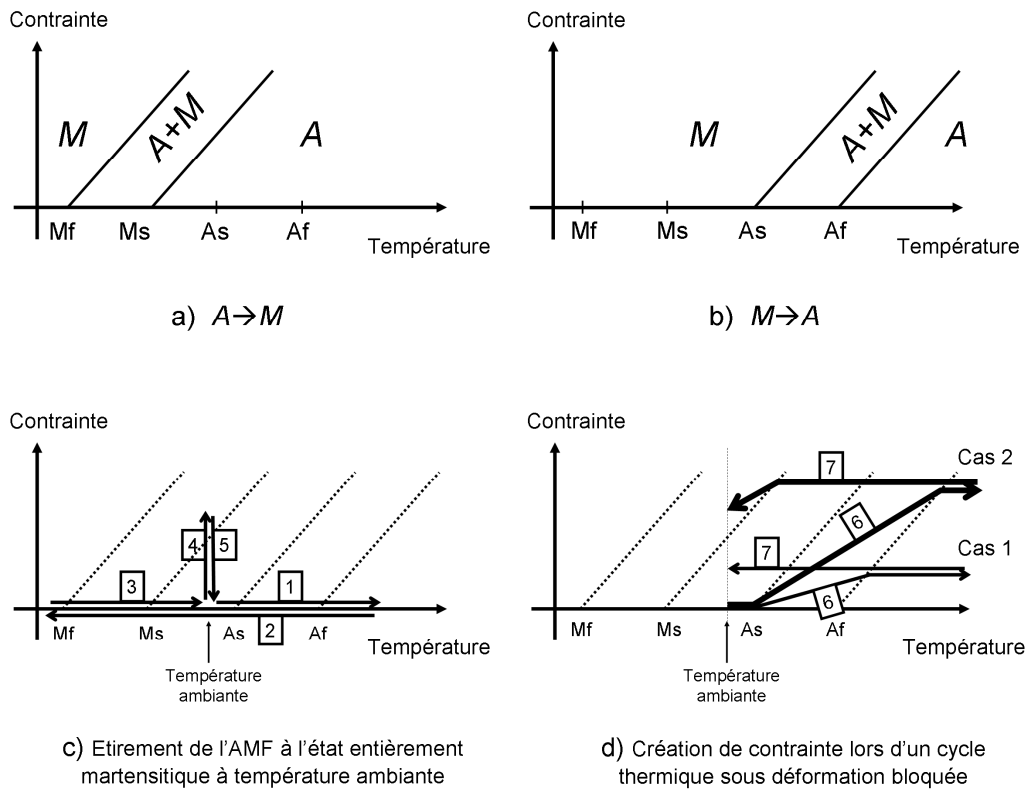


Fig. 2.6. Étapes de création de force dans un alliage à mémoire de forme. [18].

2.2.2. Effet mémoire double sens

L'effet de mémoire double sens se caractérise par le fait que le matériau se souvient de deux formes : la forme de la phase mère au cours du chauffage et de la phase martensitique lors du refroidissement. Cet effet est différent de l'effet de mémoire simple sens par la transformation d'une phase à l'autre sans avoir la nécessité d'utiliser de force extérieure. Il suffit seulement de changer la température de l'alliage AMF.

L'effet qu'on est en train de décrire est lié au caractère cyclique des transformations à des températures allant de M_f à A_f qui provoquent le changement réversible de la forme. L'effet de mémoire double sens peut être présenté par la courbe d'hystérésis de la température et on peut l'atteindre par de multiples répétitions de l'effet de mémoire simple sens. C'est ce qu'on appelle *l'entraînement*. Il se compose de la déformation de l'élément d'AMF au-dessus de la limite d'élasticité de la martensite [31].

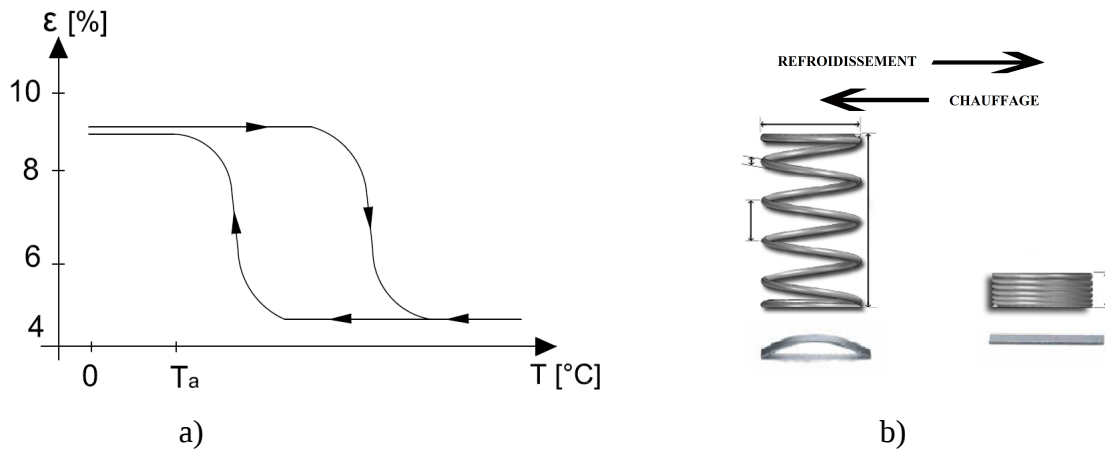


Fig. 2.7. Effet de mémoire double sens : a) diagramme de changement de la déformation en fonction de temps et b) exemple d'effet mémoire double sens [I-1].

L'effet obtenu peut être illustré dans les deux applications suivantes (fig. 2.7b) :

- ressort passant de spires jointives à spires écartées,
- lame passant d'une forme plate à une forme courbée.

On voit que grâce au chauffage et au refroidissement successif de tels composants, le passage d'une forme à une autre est possible.

2.2.3. Effet superélastique

La *superélasticité* nommée également *pseudoélasticité* est le résultat de la déformation de la phase mère, c'est-à-dire que la condition $T > A_f$ doit être remplie. Elle se caractérise par la transformation d'austénite en martensite du fait de l'augmentation de la contrainte mécanique - la température ne change pas. Quand on supprime la contrainte, l'alliage revient à l'état austénite.

La transformation de phase s'accompagne d'un dégagement/absorption de chaleur latente : la température augmente à la charge et diminue à la décharge. La superélasticité permet de déformer les fils d'AMF de façon élastique sans modification de forme jusqu'à 10 %, suivi d'un retour élastique sans déformation résiduelle dans le matériau.

2.3. Conclusions

Ce chapitre a présenté les principales propriétés des AMF. Un AMF se caractérise par ses « températures de transformation », notées A_s , A_f , M_s et M_f . On connaît trois façons principales de revenir à la forme originale pour les alliages à mémoire de forme.

Chacune d'elles est liée à la transformation martensitique qui est basée sur la transition de phase mère (austénite) en phase martensitique et vice versa - respectivement pour chacun des effets à mémoire de forme. La représentation schématisée des phénomènes à mémoire de forme peut être vue sur la fig. 2.8.

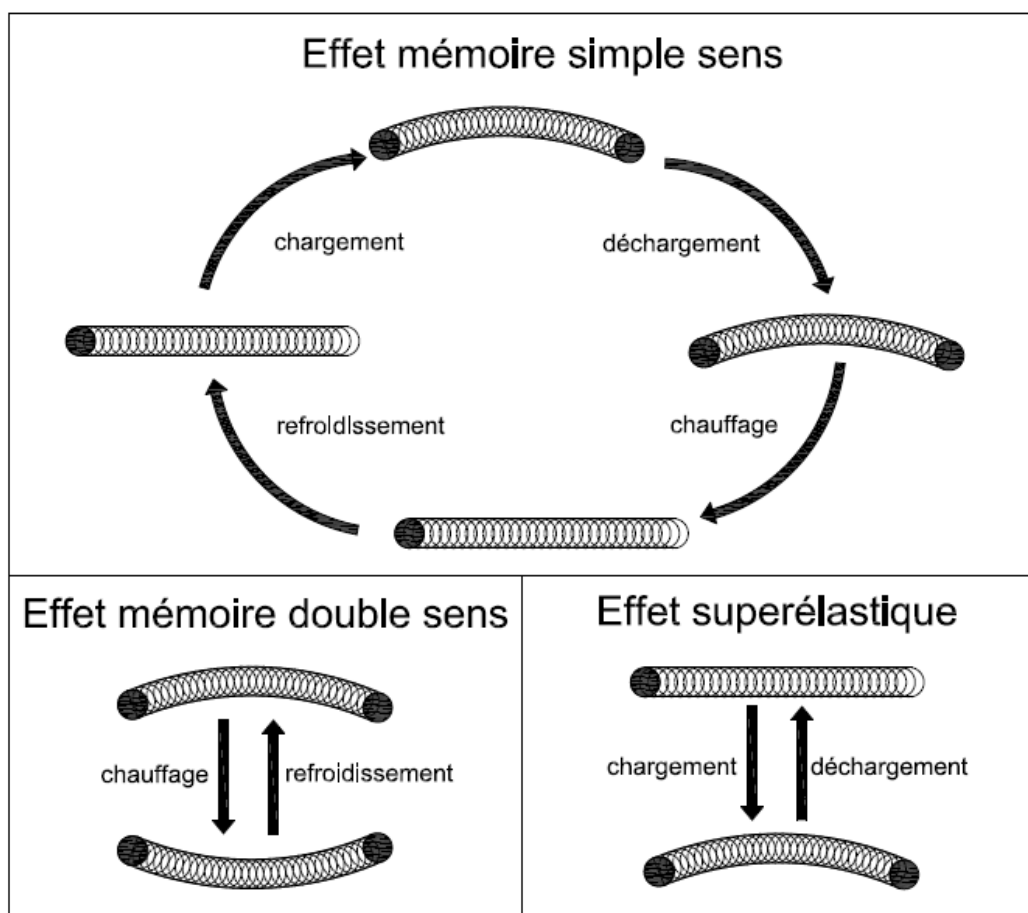


Fig. 2.8. Différents types d'effet mémoire de forme.

Il est à noter que les phénomènes « effet de mémoire simple sens » et « superélasticité » sont complémentaires l'un de l'autre. Une déformation irréversible reste après la perte de charge, dans des conditions isothermes résultant de la martensite résiduelle dans le phénomène pseudoélasticité. Par contre pour l'effet mémoire de forme cette déformation peut être annulée ensuite par augmentation de la température [21].

3. Utilisation des propriétés des alliages à mémoire de forme en génie civil

Les propriétés des alliages à mémoire de forme (AMF) ont permis des applications de ces matériaux non seulement dans le domaine de la médecine, dentisterie et aviation, mais aussi dans le domaine du génie civil. L'ingénierie civile est une discipline qui nécessite un développement scientifique constant. La recherche de solutions nouvelles pour faciliter les travaux de chantier et l'utilisation de nouveaux matériaux sont un élément important de ce travail scientifique. Ces dernières années, de nombreuses questions ont été soulevées concernant les applications des alliages à mémoire de forme (AMF) en génie civil. L'utilisation des propriétés mécaniques et physiques de ces matériaux donne des nouvelles possibilités dans les domaines suivants : sécurité de la construction [2, 7, 39], conception de nouvelles solutions structurelles [10, 11, 15, 41], rénovation des structures historiques [50], modernisation et renforcement des structures [8, 12, 19], réparation des éléments de structures endommagés [65], mesure de déformation [43] ou amortissement des structures [48].

3.1. Précontrainte durable des constructions en béton

Les AMF présentent des capacités pour créer des précontraintes de construction. Dans de nombreuses publications, des propositions ont été faites pour utiliser ces matériaux comme armature d'éléments en béton.

L'une des méthodes les plus intéressantes de l'application des fils AMF Ni - Ti - Nb est présentée dans la référence [66]. Une nouvelle méthode pour la réparation des structures en béton endommagées consiste à enrouler une spirale en fil d'AMF autour du composant en béton à renforcer (fig. 3.1). Le fil joue le rôle d'une armature active dont le travail se décompose en deux étapes. Initialement, le fil Ni - Ti - Nb est soumis à une prédéformation maximale de 6%, ce qui produit une déformation résiduelle dans le matériau (le fil AMF étant dans l'état martensitique). Ensuite, le fil à mémoire de forme est enroulé sur l'élément endommagé de la structure en béton (fig. 3.1 a), puis il est chauffé jusqu'à une température qui lui permet d'initier la transformation en austénite ; le fil cherche alors à se raccourcir, c'est-à-dire qu'il cherche à revenir à sa forme initiale (fig. 3.1 b). Puisque le fil ne peut pas revenir à sa forme initiale (à cause de sa fixation sur la structure), des contraintes sont créées. En utilisant la méthode décrite ci-dessus, M. Shin et B. Andrawes [66] ont renforcé des colonnes en béton ($h = 127$ cm et $\Phi = 25,4$ cm). Les travaux de réparation et les tests sur échantillons ont été effectués en 24 heures. Les résultats des tests ont montré que le renforcement latéral permet l'élimination complète des dommages causés. En plus, il est noté 21% d'augmentation de la résistance des éléments testés malgré la réduction de la rigidité d'environ 15%. En

conséquence, les éléments renforcés ont obtenu une résistance plus élevée et leurs propriétés plastiques ont été significativement améliorées - de manière évidente grâce à l'utilisation des fils Ni - Ti - Nb.

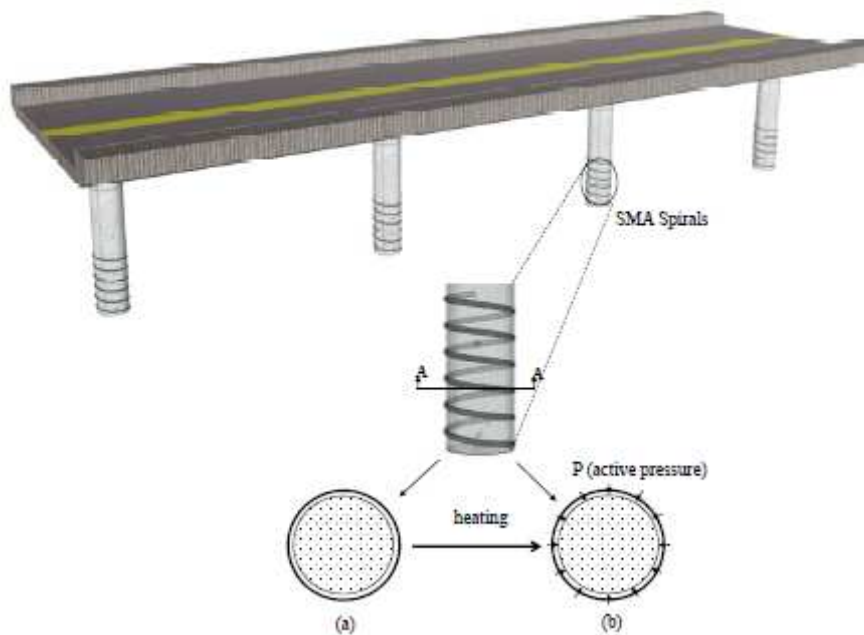


Fig. 3.1. Schéma de précontrainte de cylindres en béton par AMF sous la forme d'une spire a) avant chauffage b) après chauffage, selon M. Shin [66].

Dans la discussion menée par KOSEF (*Korea Science and Engineering Foundation*) [46], il est montré comment se comportent des cylindres de béton qui sont précontraints à l'aide de matériaux intelligents. Sur la base des résultats obtenus, il est conclu que l'enroulement des cylindres en béton par fil AMF (Ni - Ti) donne certains avantages, qui sont les suivants : facilité d'obtention de contraintes résiduelles ou des précontraintes, déformations de flexion très élevées, meilleure résistance à la corrosion par rapport à l'acier traditionnel, solution plus économique.

En sachant que les matériaux à mémoire de forme peuvent être utilisés pour renforcer des colonnes en béton sous la forme de fils AMF enroulés, il a été discuté si cette solution est concurrentielle par rapport aux solutions traditionnelles à base de tôles en acier. La réponse à cette question peut être trouvée dans [5] et [67]. Des scientifiques coréens proposent une analyse de tests expérimentaux faits sur des éprouvettes cylindriques en béton de diamètre 150 mm et de hauteur 300 mm. Pour renforcer les échantillons testés, les auteurs ont utilisé deux types de matériaux : alliage à mémoire de forme sous la forme d'un fil Ni - Ti - Nb de diamètre 1,0 mm et acier inoxydable sous la forme de feuilles d'épaisseurs 1,0 mm, 1,5 mm et 2,0 mm. Une description détaillée de la préparation des échantillons et les mécanismes de leur

mise en œuvre sont décrits dans [67, 71]. Les éléments préparés ont été testés en compression. Pendant les mesure, la déformation axiale des échantillons et leur expansion radiale ont été enregistrées. En faisant une comparaison des résultats obtenus, il a été observé que la déformation plastique est comparable pour les deux méthodes de renforcement. Par contre, la solution par enroulement de l'AMF a donné de meilleures performances en termes de limitation de la contrainte circonférentielle dans l'élément testé. Cet effet est obtenu par compression des échantillons grâce l'application du fil Ni - Ti - Nb. Au contraire, l'utilisation de l'enveloppe en acier n'a pas réduit les déformations pendant le chargement cyclique. Par ailleurs, comment on peut le lire dans [5], l'efficacité de l'utilisation du fil d'AMF est supérieure de 6,7% par rapport à l'utilisation de l'armature d'acier. Des études similaires portant sur les précontraintes du béton se trouvent dans [9, 56]. L'avantage de l'application des AMF est la méthodologie simple de montage des fils et une activation de l'effet mémoire de forme qui est relativement facile (chauffage de fil). De plus, les AMF sont caractérisés par une résistance à la corrosion élevée. Ils peuvent être utilisés de nombreuses fois et ont une haute résistance à la fatigue. En tenant compte de tous ces facteurs, des scientifiques considèrent que l'utilisation de fils AMF est compétitive par rapport aux méthodes traditionnelles. La méthode présentée ci-dessus concernant la réparation des structures endommagées par l'introduction de renforcement actif sous la forme de fils AMF montre clairement une amélioration de la résistance de la structure. Cette méthode peut être utilisée dans des situations d'urgence, en vue de maintenir ou de rétablir la fonction des éléments endommagés.

3.2. Amortissement passif

Les matériaux AMF sont également utilisés pour créer un amortissement passif des vibrations qui se produisent dans les structures. Ce type de système de contrôle de structure ne nécessite aucune source extérieure. L'amortissement passif est activé en réponse au déplacement de la structure. Actuellement, on les utilise comme : armature des éléments de structures qui existent dans les zones à risque de tremblements de terre; isolation sismique placée entre des assemblages de structures, par exemple entre les supports d'un pont. Les fils AMF sont utilisés par exemple pour :

- réduction des vibrations dans des haubans (causées par le vent ou la pluie) ;
- modernisation des cadres de renforts sismiques ou des murs en maçonnerie ;
- connexion « poutre – colonne ».

Ainsi, pour contrôler passivement les structures, les propriétés des alliages à mémoire de

forme (c'est-à-dire ses propriétés d'amortissement) sont utilisées pour diminuer les réactions qui se développent et retardent la déformation plastique de la construction exposée à une charge très forte [64].

Pour créer un amortissement passif en utilisant des matériaux AMF, il faut utiliser l'une des deux propriétés mécaniques : pseudoélasticité ou réorientation de la martensite.

Des dispositifs d'amortissement dans lesquels les éléments sont faits en AMF pseudoélastiques agissent comme isolants. Leur tâche principale est d'assurer la rigidité de la structure à différents niveaux en fonction du niveau d'excitation, ainsi que dissiper de l'énergie et permettre à la structure de revenir à sa forme initiale après déchargement.

Le second type du contrôle passif de structure est l'utilisation de dispositifs de dissipation d'énergie lors de la vibration. Ce sont par exemple des amortisseurs avec éléments en AMF placés dans les ponts [44] ou des AMF montés dans des structures de châssis [15].

L'utilisation des alliages à mémoire de forme comme des éléments de systèmes d'amortissement est l'objet de nombreuses recherches. Les matériaux AMF ont un potentiel élevé pour la mise en place de solutions techniques innovantes utilisées dans le suivi de la construction.

3.3. Capteurs

Les capteurs sont des dispositifs qui fournissent des informations sur une grandeur physique, l'apparition d'un stimulus spécifique ou le dépassement d'une valeur limite. En tenant compte de la définition ci-dessus, on peut conclure que les alliages à mémoire de forme peuvent être utilisés comme des capteurs fournissant des informations sur des grandeurs électriques comme un voltage U , une intensité I et une résistance R . En effet, il existe une relation entre la résistance électrique et la déformation d'un matériau [3, 54, 71]. Les matériaux AMF sont caractérisés par une gamme assez large de déformation, jusqu'à 8%, ce qui est un grand avantage de ces alliages. La variation de la résistance électrique peut être calculée en appliquant un modèle de calcul proposé, entre autres, dans [5, 46]. Comme il est indiqué dans la littérature, la dépendance déformation – résistance électrique est linéaire seulement pour les deux phases principales de la transformation martensitique dans les Ni-Ti, c'est-à-dire pour l'austénite et la martensite. Par conséquent, une attention particulière devrait être accordée à la possibilité de l'apparition de la phase R. La création de cette phase provoque une dépendance non- linéaire entre la résistance électrique et la déformation de l'AMF Ni-Ti.

Les matériaux à mémoire de forme, principalement les alliages nickel – titane,

trouvent des applications comme capteurs et actionneurs pour le contrôle de dommage dans les structures (matériau AMF englobé dans la matrice d'un composite) et comme actionneurs permettant de modifier la déformation de poutres en béton [34, 36], etc.

3.4. Rénovation des structures historiques

La rénovation de bâtiments historiques soulève toujours beaucoup de controverses. Les ingénieurs en charge de la réhabilitation des constructions anciennes sont souvent confrontés au grave problème du renforcement de la structure sans interférer avec son apparence extérieure. L'utilisation de technologie et de stratégie avancées, qui fournissent une meilleure efficacité du travail de rénovation à un niveau bas de dommages et avec de légères perturbations d'apparence initiale de la construction est souvent la seule solution. Durant ces dernières années, l'utilisation des alliages à mémoire de forme pour la rénovation des structures anciennes est l'une de méthodes qui est capable de répondre aux attentes des investisseurs.

Un excellent exemple de mise en œuvre de nouvelles technologies dans le génie civil est le renforcement de la basilique Saint François à Assise en Italie grâce à l'utilisation d'actionneurs passifs en AMF (fig. 3.2). La Basilique a été gravement endommagée pendant le tremblement de terre qui a eu lieu en août 1997. Au cours des travaux de réparation, le pignon a été complètement déconnecté de la toiture et ensuite a été relié au moyen d'actionneurs en AMF. Chacun d'eux a été conçu pour supporter des forces de traction et de compression. Le composant est ici un fil Ni – Ti qui a été prédéformé. Les matériaux sélectionnés présentent des caractéristiques pseudoélastiques pour fonctionner comme isolateurs sismiques.

Le fonctionnement des actionneurs utilisés est caractérisé par les propriétés suivantes. Lors de charges horizontales telles que le vent et lors de petits tremblements de terre, les actionneurs ont un comportement quasi linéaire et élastique. Lors d'un tremblement de terre d'intensité moyenne, les contraintes critiques dans les AMF sont dépassées et les fils perdent leur rigidité. Ceci permet un déplacement plus grand, ce qui active l'amortissement des vibrations qui se produisent dans les structures de maçonnerie en limitant la charge sur la construction. Ensuite, quand la force de vibration sismique est très grande, l'amortisseur permet l'isolement du tympan de la structure principale. Il faut préciser que le fonctionnement des actionneurs a été présenté ici de manière simplifiée. Des informations détaillées se trouvent dans [23].



Fig. 3.2. Basilique Saint François à Assise en Italie, endommagement du tympan causé par un tremblement de terre le 26 août 1997, modernisation du tympan par l'introduction de trois groupes d'actionneurs en AMF [55].

Une autre réalisation dans laquelle les AMF sont utilisés est la rénovation du clocher de l'église de San Giorgio à Trigna en Italie (gravement endommagé par un tremblement de terre en 1996). Le renforcement de la tour de 17 m a été fait en couplant le haut et le bas de la tour en utilisant des tendons hybrides (INDIRLI 2000). On a mis quatre éléments dans chaque angle de la tour (fig. 3.3). Ces éléments se composent de tiges en acier liées à des actionneurs en AMF. Les actionneurs sont conçus pour supporter des forces de traction à l'aide de 60 fils AMF en parallèles. Ces AMF sont superélastiques, ont un diamètre de 1 mm et une longueur de 30 mm. Dans le cas d'un tremblement de terre, l'actionneur diminue les charges et permet l'amortissement des vibrations en même temps. La modernisation du clocher de l'église de San Giorgio à Trigna a été l'un des premiers projets avec utilisation d'AMF en génie civil. La solution consistant à utiliser un AMF pour renforcer la tour a été mise à l'épreuve en 2000 au cours du tremblement de terre suivant. Le clocher n'a montré aucun dommage. Il faut préciser que ce tremblement de terre de magnitude 4,5 sur l'échelle de Richter a eu son épicerie exactement au même endroit qu'en 1996.

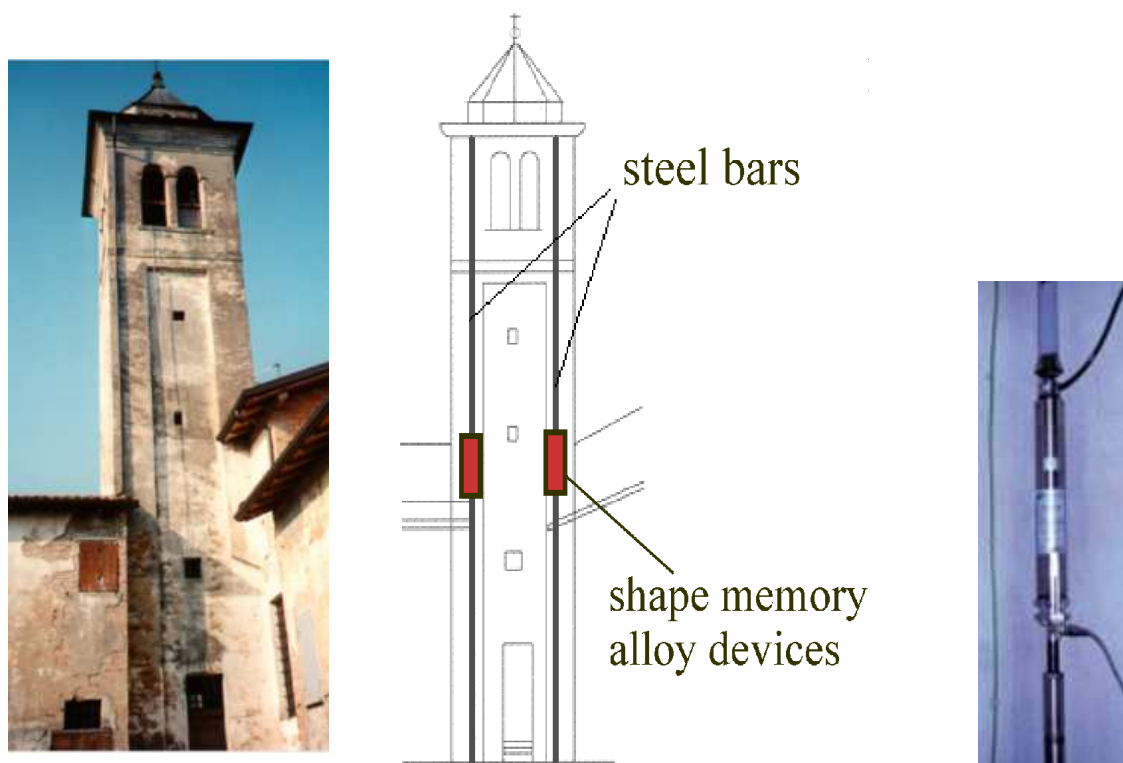


Fig. 3.3. Clocher de l'église de San Giorgio à Trigna en Italie, modernisation par tiges d'acier liées à l'actionneur AMF [53, 54].

La solution décrite ci-dessus est un excellent exemple d'application des matériaux AMF en Ni - Ti (qui coûte encore très cher) pour la protection du patrimoine culturel dans le domaine du risque sismique. L'utilisation d'actionneurs en AMF dans les constructions permet la modernisation sans toucher la structure ou la façade extérieure de bâtiments anciens.

3.5. Conclusion

Ce chapitre a été consacré aux applications les plus intéressantes des AMF qui ont été proposées par des scientifiques de divers centres universitaires. Les propriétés mécaniques et physiques de ces matériaux permettent leur utilisation comme : éléments de capteurs, amortisseurs de vibrations, armatures actives dans des structures en béton, éléments de renforcement des constructions historiques, etc.

De nombreuses publications scientifiques indiquent un fort intérêt pour les solutions proposées par les matériaux AMF malgré leur prix élevé. Avec l'introduction de nouvelles technologies, on considère maintenant les questions économiques. Dans le cas des AMF, le coût est généralement plus élevé que celui des autres matériaux classiques utilisés dans les travaux de réparation, comme l'acier ou les FRP. Toutefois, si l'on prend en compte la quantité requise de matériaux AMF pour obtenir des effets similaires à ceux des matériaux standards, on peut alors considérer alors que le coût est raisonnable.

DEUXIEME PARTIE
EXPERIMENTATIONS

4. Fil de nickel - titane et sa conductivité électrique

La contrainte dans le fil à mémoire de forme peut être provoquée en faisant varier sa température. Le schéma représenté sur la figure 2.6 montre l'évolution de la contrainte au cours de l'augmentation de la température du fil SMA. Actuellement, deux méthodes sont utilisées pour élever la température des échantillons à mémoire de forme, et elles sont les suivantes: chauffage du fil d'AMF par air chaud dans une enceinte thermique, ou chauffage par effet Joule par passage d'un courant électrique dans le fil d'AMF. Ce chapitre est consacré à la création de contrainte dans le fil d'AMF par le chauffage électrique. L'étude a été menée à l'Institut Blaise Pascal à Clermont - Ferrand, France en utilisant le fil $\text{Ni}_{50,8} - \text{Ti}_{49,2}$.

4.1. Elévation de la température dans le fil à mémoire de forme

L'utilisation de l'effet Joule pour la création d'une contrainte dans un fil d'AMF est déjà décrite [22, 24, 32, 43]. Par contre, on ne trouve pas d'information qui permettent de bien contrôler la transformation martensitique dans le fil d'AMF par courant électrique. Il faut connaître notamment la résistivité du fil, son coefficient de convection, la relation entre la température et l'intensité du courant électrique, ou celle entre la puissance électrique et la température qui se produit dans les fils d'AMF.

On vérifie la température obtenue en appliquant un courant électrique. Pour effectuer cette tâche, on a utilisé une caméra thermique. Premièrement, le fil d'AMF doit être bien noir mat pour obtenir de bon résultats. L'idée est de créer un « corps noir » de fil d'AMF qui va absorber de la meilleure façon possible des infrarouges (l'énergie électromagnétique) qu'il reçoit quelque soit la longueur d'onde. Le fil préparé est placé entre les mors de la machine de traction. Ensuite, on met la caméra thermique à une distance qui permet de bien observer l'échantillon (il faut rappeler que le fil a 1 mm de diamètre). Pour finir la préparation, il faut connecter la source de courant électrique, l'ampèremètre et le voltmètre avec le fil d'AMF. A cet effet, on utilise deux pinces crocodiles isolées qui sont branchées aux plaques métalliques selon le schéma présenté sur la fig. 4.1. Grâce au contact entre les plaques métalliques (1mm x 30mm x 120mm) et le fil, on a une bonne conductivité du courant électrique avec le fil à mémoire de forme testé.

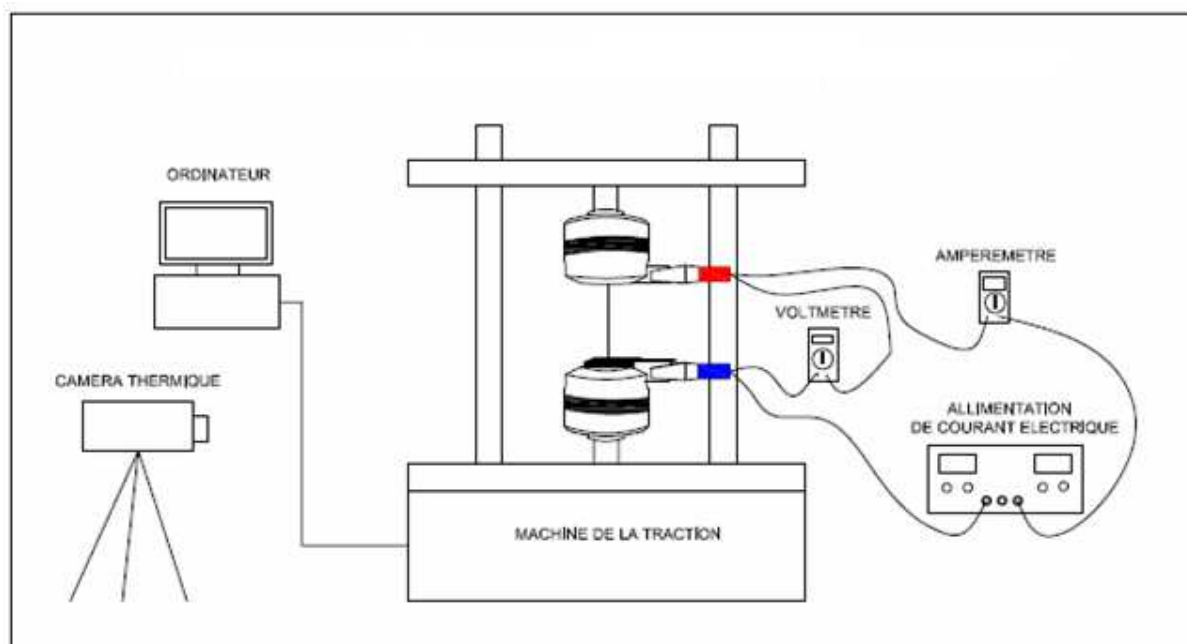


Fig. 4.1. Schéma du circuit électrique.

La méthode de caractérisation de la température dans l'échantillon est la suivante : on applique le courant électrique au fil d'AMF et on lit à l'aide de la caméra thermique la température sur la surface du fil. On fait évoluer l'intensité du courant selon les données indiquées dans le tableau 4-1. De cette manière, on est capable de connaître la distribution de la température dans le fil pour chaque intensité appliquée. Les valeurs de la différence de la température qui se trouvent dans le tableau sont les valeurs moyennes lues lors de l'étude pour la moitié supérieure du fil d'AMF (ces valeurs seront utilisées pour les calculs ultérieurs concernant les fig. 4.3 et fig. 4.4).

Tableau 4-1. Résultats enregistrés par la caméra thermique (demi - longueur du fil).

Température ambiante T_a [°C]	Intensité I [A]	Différence température ΔT [°C]	Température du fil T [°C]	Puissance $P = U I$ [W]	$P/\Delta T$ [W / °C]
22,7	0	0	22,700	0,000	
22,6	1,00	10,426	33,026	0,189	0,0181
22,6	1,53	24,846	47,446	0,442	0,0178
22,6	1,92	37,616	60,216	0,695	0,0185
22,6	2,26	51,154	73,754	0,963	0,0188
22,6	2,53	62,197	84,797	1,212	0,0195
22,6	2,85	78,490	101,090	1,542	0,0196
22,6	3,08	88,677	111,277	1,805	0,0204
22,6	3,34	103,519	126,119	2,131	0,0206
22,4	3,54	110,587	132,987	2,400	0,0217
				Moyenne	0,0194

Sur la figure 4.2, on a représenté les résultats sur la forme d'un diagramme pixel - température qui montre la distribution de la température dans le fil vertical. Pour toutes les courbes qui sont données, on remarque une perte de chaleur à l'extrémité du fil qui est causée par l'ancrage du fil entre les plaques métalliques. On observe que pour l'intensité la plus basse, la distribution de température est plus régulière. Avec une intensité croissante, on voit la disproportion évidente entre la température en partie haute du fil et en partie basse. L'anomalie visible sur les courbes à partir de l'intensité 2,53 A est liée aux échanges de chaleur par convection. Au milieu de chaque courbe, il est remarqué une discontinuité. Elle résulte de la juxtaposition de deux images données par la caméra thermique (caméra « haute » et caméra « basse »). De plus, le fil a un diamètre du 1 mm : il est trop fin pour obtenir des résultats très précis.

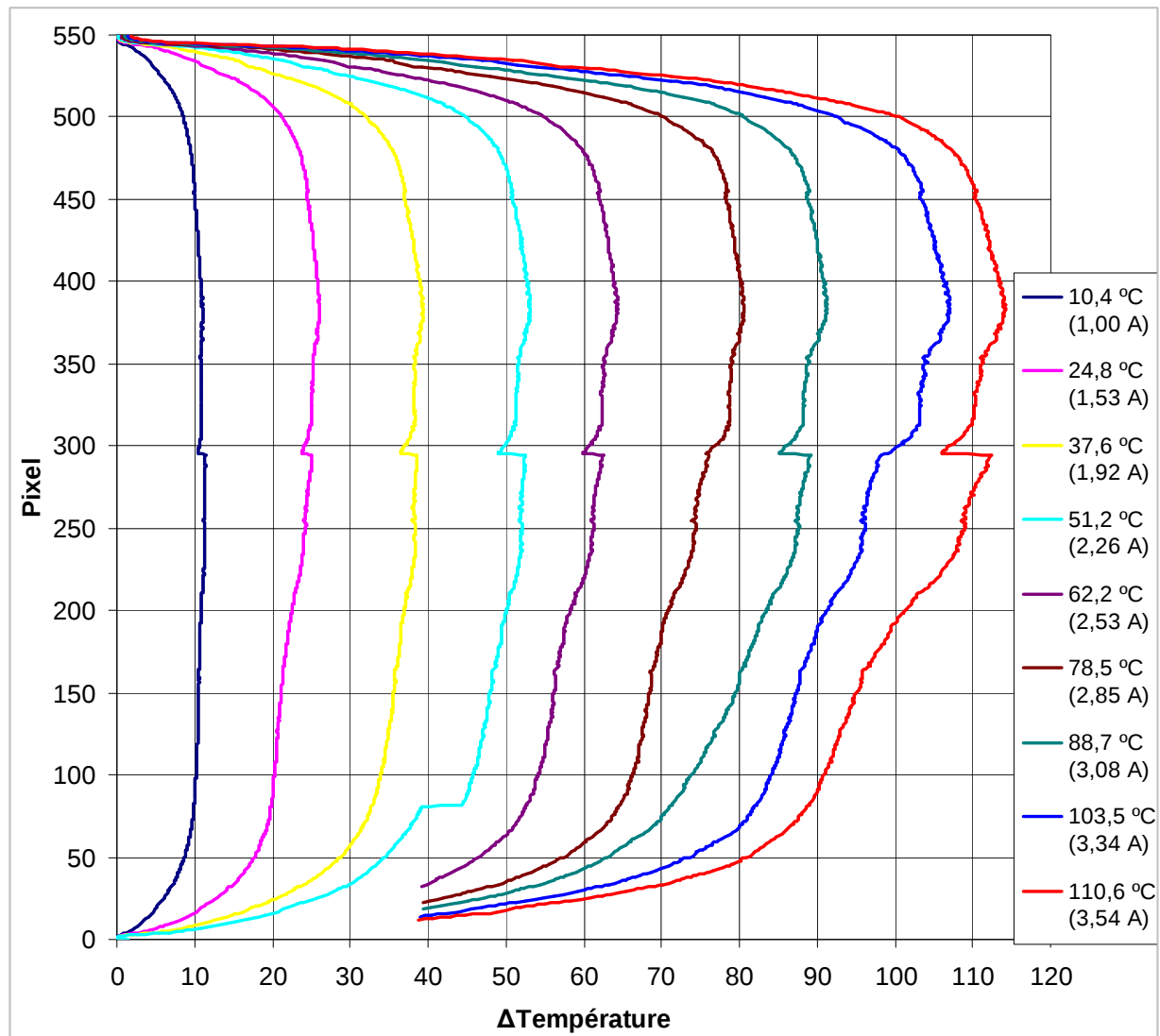


Fig. 4.2. Différence de température ΔT . (« Pixel » correspond à la position le long du fil d'AMF : 552 pixels = 150 mm). [17].

Par une analyse basée sur le traitement des données de l'image de la caméra thermique, on a trouvé une équation du second degré qui décrit la relation température – intensité. Cette équation permet de faire le calcul du changement de la température dans le fil en fonction de l'intensité appliquée (fig. 4.3).

Ensuite, à partir des intensités et des voltages notés durant l'essai, on peut calculer selon (1) la puissance P [W] qui a été nécessaire pour obtenir chaque température particulière. Cette démarche vise à déterminer la relation entre la puissance électrique et la température obtenue dans le fil d'AMF (fig. 4.4).

$$P = U \cdot I \quad (1)$$

avec:

P – puissance électrique en [W],

I – intensité du courant qui traverse le fil d'AMF en [A],

U – voltage électrique en [V].

Cette relation donne la possibilité de contrôler le comportement du fil d'AMF chauffé par effet Joule.

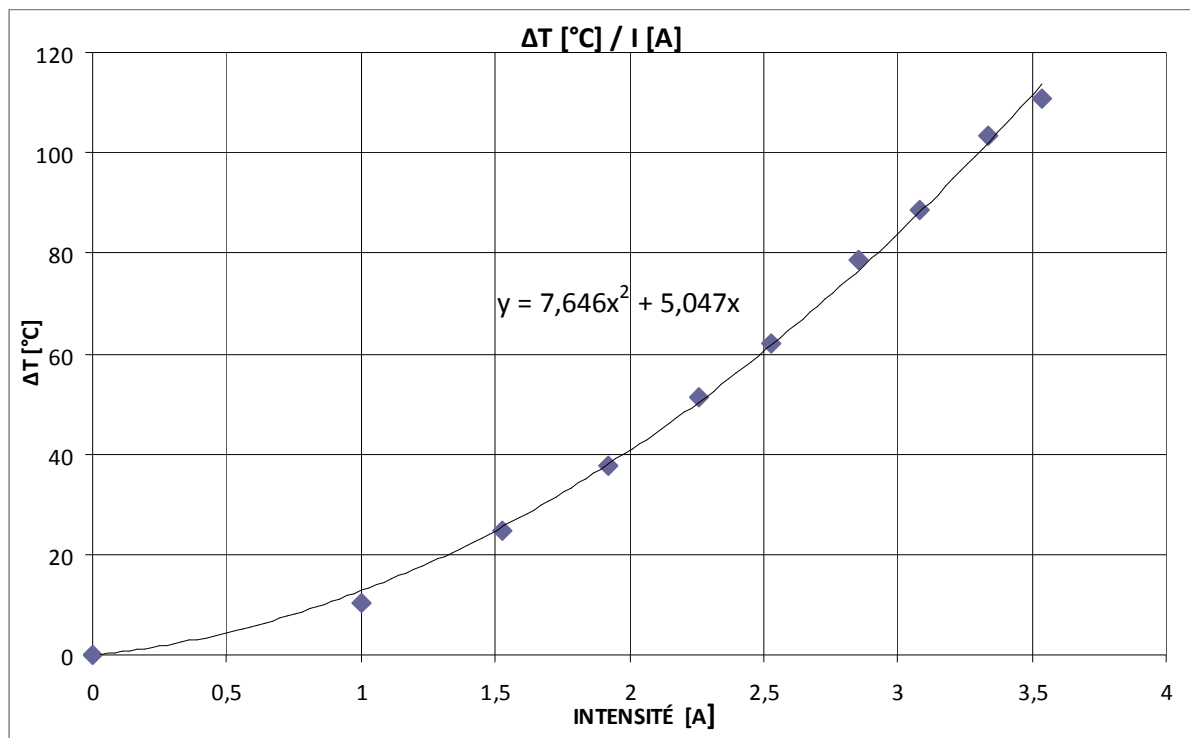


Fig. 4.3. Elévation de la température en fonction de l'intensité.

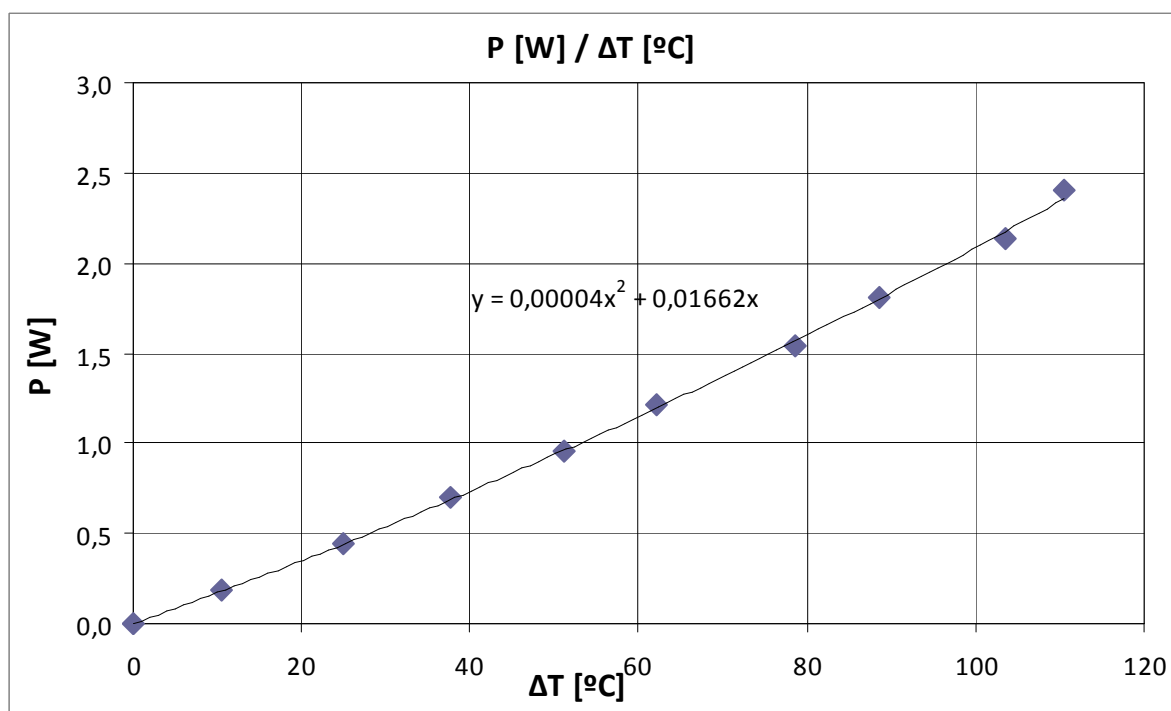


Fig. 4.4. Relation puissance électrique P [W] - température obtenue dans le fil d'AMF.

4.2. Détermination de martensite start « M_s » et de martensite finish « M_f »

Les comportements du matériau nickel – titane sont étroitement liés à la température dans laquelle il se trouve. Il est important de connaître le changement de la contrainte en fonction de la déformation pour différentes températures. Dans ce cas, il faut faire des tests de traction des fils Ni - Ti en état austénitique. On garde la même condition de traction pour toutes les séries. Par contre, à chaque fois on change la température du fil d'AMF grâce à l'effet Joule (sur la base des tests avec la caméra thermique : en appliquant l'intensité, on connaît la température exacte du fil). Pour réaliser cet essai on suit la procédure suivante :

- on préchauffe le fil d'AMF jusqu'à la température 100°C pour qu'il soit en état austénitique puis on le ramène à la température ambiante ;
- on place l'échantillon dans les mors de la machine de traction et on branche le courant électrique (selon le schéma de la fig. 4.1) ;
- on applique un courant électrique stable, d'intensité égale à : 0,27 A, 0,87 A 1,33 A, 1,70 A ou 2,03 A. On attend 3 minutes pour que la température dans le fil se stabilise. On note la valeur du voltage en fonction du changement de la force, c'est-à-dire pour chaque augmentation ou diminution de la force de 10N ;
- on charge le fil jusqu'à une force égale à 500N, sur une durée 60 min ;
- on décharge le fil pour obtenir une force d'environ 10N, sur une durée 15 min ;
- quand la machine de traction s'arrête, on coupe le courant électrique pour des raisons de sécurité.

Au cours de ces essais, on a obtenu des courbes qui présentent la relation entre la contrainte et la déformation pour chaque température choisie (fig. 4.5). En suivant la courbe bleue (intensité quasi nulle), on voit clairement l'étape de transformation de l'austénite à la martensite orientée, provoquée par la traction du fil Ni – Ti à la température ambiante. On suppose que la transformation est complète. C'est pour cela qu'à la fin d'essai on a la déformation résiduelle un peu plus petite que la déformation maximale. Lorsque l'on chauffe le fil, la transformation martensitique commence pour une valeur plus élevée de la contrainte et les étapes du changement de la structure cristalline ne sont pas bien visibles. En raison de la traction du fil, il se crée de la martensite orientée mais la température du fil est trop élevée (au-dessus de la température A_s) donc tout de suite il revient à la structure austénitique lors du déchargement. De fait, on perd une bonne partie de la contrainte résiduelle en comparant avec le fil à la température ambiante.

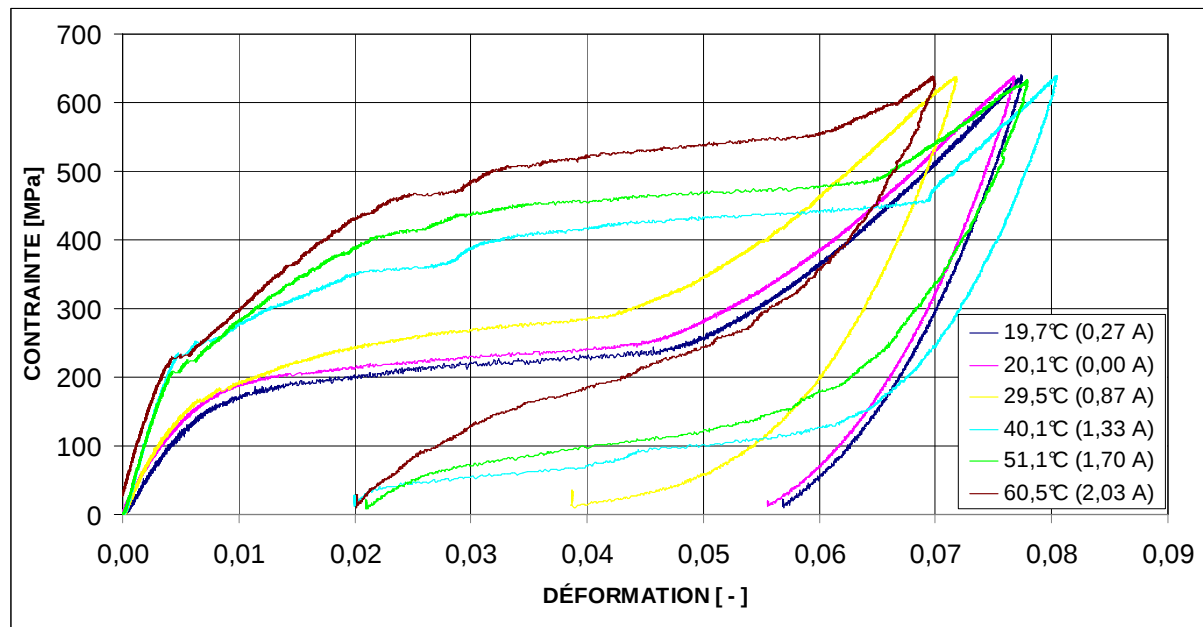


Fig. 4.5. Contrainte en fonction de la déformation pour le fil à partir de l'état austénitique pour différentes températures (chauffage par effet Joule durant chaque essai).

On peut se poser la question : pourquoi le fil Ni - Ti ne revient-il pas à l'état initial (austénite) à la fin d'essai si on le chauffe au-dessus de A_f (60°C) ? Rappelons que la température austénite finish à contrainte nulle est égale à 28 °C. Pour bien comprendre, on va suivre une traction de l'échantillon à la température la plus haute durant l'essai. Tout d'abord, il faut remarquer que la température dans le fil n'est pas homogène. On a observé ce phénomène sur le diagramme de la distribution de température dans le fil d'AMF (fig. 4.2). Pour ce cas, on prend la courbe $\Delta T = 37,6^\circ\text{C}$. On marque quatre points différents sur cette courbe à partir de l'extrémité haute (fig. 4.6 a) :

- pour 550 pixels où $\Delta T = 0,00^\circ\text{C}$ on a : $T = 22,6^\circ\text{C}$
- pour 525 pixels où $\Delta T = 21,3^\circ\text{C}$ on a : $T = 43,9^\circ\text{C}$
- pour 500 pixels où $\Delta T = 32,0^\circ\text{C}$ on a : $T = 54,6^\circ\text{C}$
- pour 400 pixels où $\Delta T = 38,9^\circ\text{C}$ on a : $T = 61,5^\circ\text{C}$

On voit qu'il y a une perte de température sur une longueur de 150 pixels (40,9 mm) à chaque extrémité du fil. En conséquence, la transformation martensitique n'est pas homogène sur la longueur totale. L'influence de la différence de température dans le fil d'AMF sur la transformation martensitique qui se produit durant la traction de fil est observée sur la figure 4.6b. En plaçant ces quatre points sur le diagramme contrainte - température, on voit que le premier point reste dans l'état martensitique après déchargement du fil. Cela nous donne relativement une grande déformation résiduelle à la fin de la traction. Le schéma 1 sur la fig. 4.6c représente la courbe de traction pour ce cas. Par contre, le point numéro quatre revient à

100% d'austénite, ce que l'on peut schématiser sur le schéma 4. L'addition de ces deux diagrammes, illustrée par le schéma final, donne la réponse à la question « pourquoi on ne revient pas totalement en austénite quand le fil est chauffé à 60,5°C ».

En utilisant les courbes présentées sur la fig. 4.5, on est capable de déterminer les contraintes « critiques » à partir desquelles commence une transformation de phases : austénite à martensite orientée. Pour trouver la valeur qui nous intéresse, on prolonge la partie droite de la courbe de traction qui correspond à la déformation élastique austénite. Ensuite, il faut tracer une droite qui correspond à la pente du morceau de courbe où se produit la réorientation. La procédure est illustrée sur la fig. 4.7 (les deux droites vertes pointillées). La contrainte recherchée correspond à l'intersection des deux droites : $y = 54299x$ et $y = 1033,6x + 420,24$ dans le cas présenté.

Suite à l'analyse, les valeurs des contraintes critiques pour lesquelles commence la transformation martensitique (fig. 4.5) sont notées dans le tableau 4-2. Il est remarquable que les contraintes augmentent d'autant plus vite que l'intensité appliquée dans le fil d'AMF est élevée. Pour ce qui est de la première phase de traction du fil d'AMF dans laquelle il n'y a pas encore le changement de réseau cristallin, il y a une relation linéaire entre la contrainte et la déformation. L'angle de la pente de la courbe de traction est modifié par la température à laquelle se trouve l'échantillon.

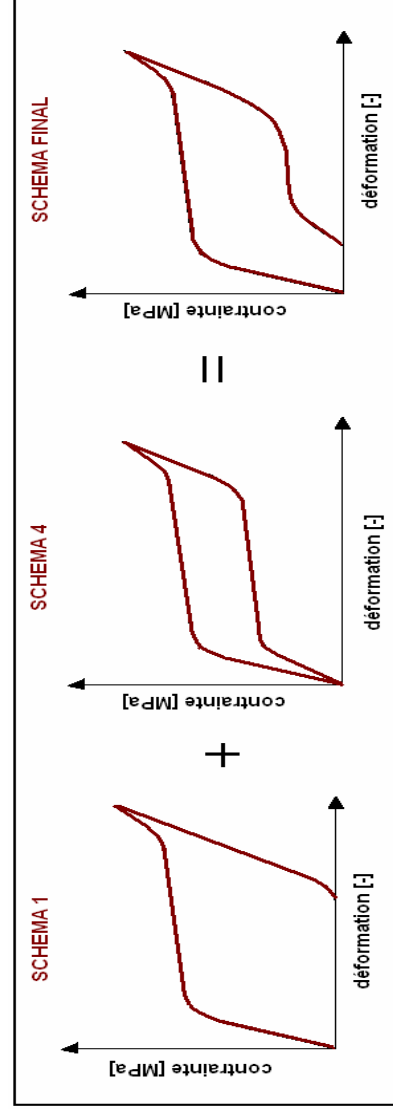
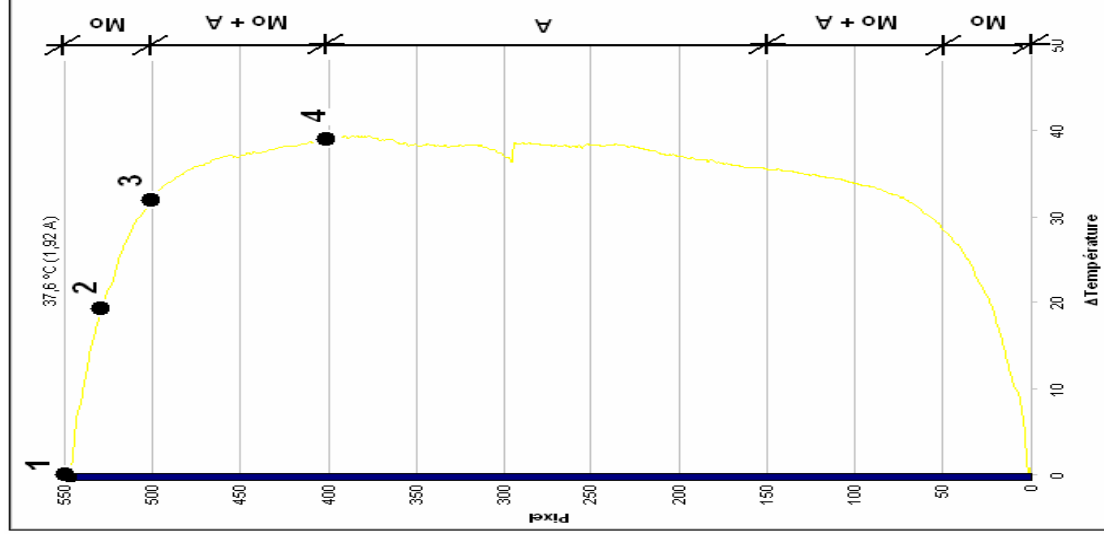
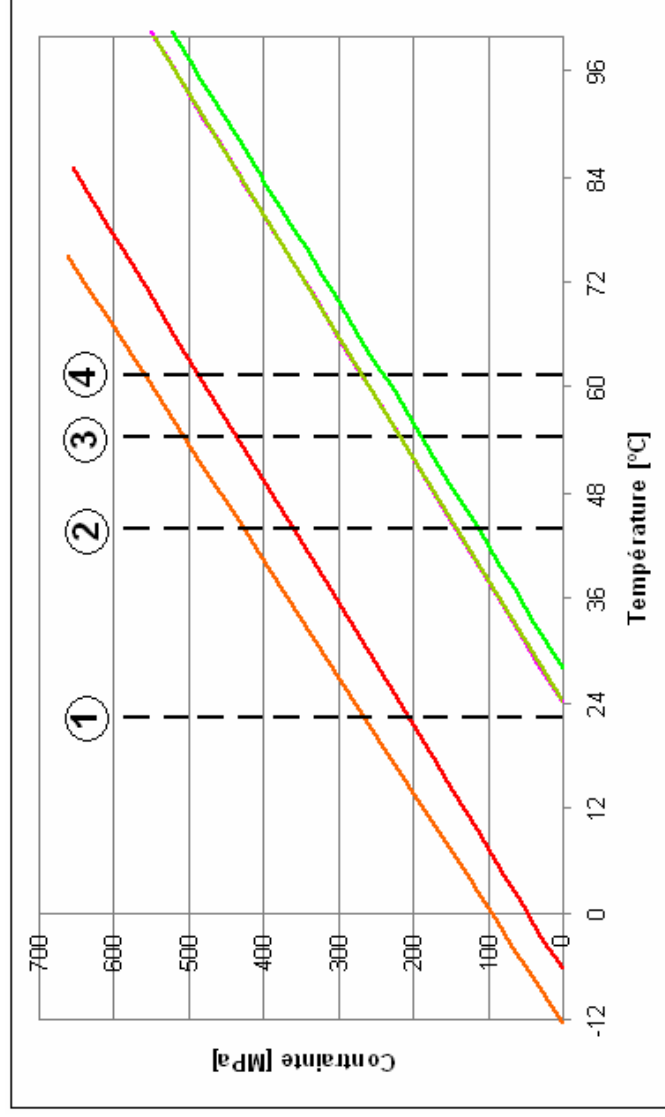


Fig.4.6. Analyse de l'état martensitique sur la longueur de fil testé : a) différence de température dans le fil b) diagramme contrainte - température pour quatre points c) courbes de traction pour le point 1 et le point 4.

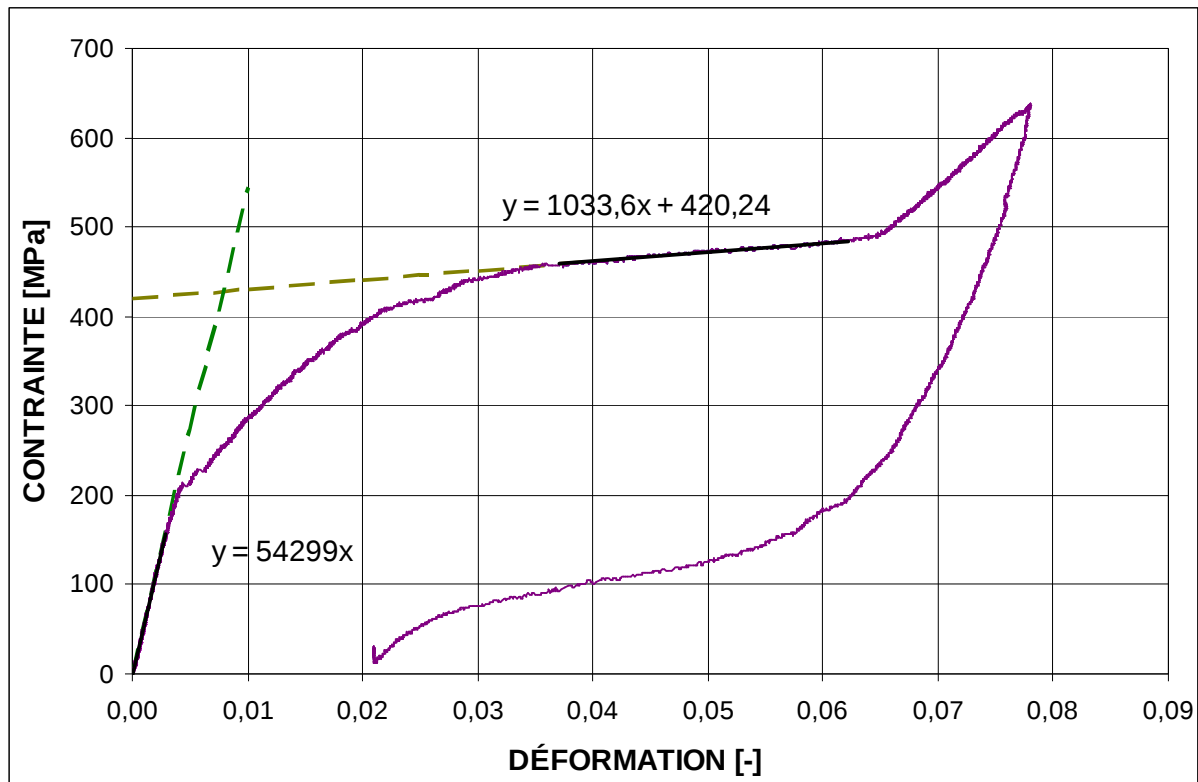


Fig. 4.7. Exemple de détermination de la contrainte critique à partir de laquelle commence la transformation martensitique.

Ici, on voit bien la confirmation de la théorie : si le matériau à mémoire de forme est dans une température haute, sa structure cristalline se transforme en austénite et son module d'élasticité est plus élevé que pour l'état martensitique ou l'état mélangé.

A partir des données contraintes critique – température obtenues (tableau 4-2), on peut tracer la ligne (fig. 4.8) qui marque le début de transformation martensitique (de l'austénite à la martensite) nommée martensite start (M_s). L'équation décrivant cette relation est la suivante :

$$\sigma_{M_s} = 7,2031T + 44,665 \quad (2)$$

avec:

σ_{M_s} – contrainte pour la température martensite start [MPa],

T – température [°C].

Le tableau 4-2 présente également la comparaison de la contrainte critique σ_{cr} et de la contrainte caractéristique σ_{M_s} pour la frontière martensite start. La contrainte critique désigne le début de la transformation martensitique de l'austénite en martensite orientée et est lue pour chaque courbe présentée sur la fig. 4.5. Par contre la contrainte σ_{M_s} a été calculée en utilisant l'équation (2) pour la température donnée.

Tableau 4-2. Contrainte critique et contrainte caractéristique pour martensite start M_s en fonction de la température du fil de diamètre 1 mm (déduit des essais).

No	I [A]	T_A [°C]	ΔT	T [°C]	σ_{cr} [MPa]	σ_{Ms} [MPa]
1	0,00	20,1	0,00	20,10	198,80	189,40
2	0,27	17,8	1,92	19,70	191,16	186,40
3	0,87	19,5	10,00	29,50	226,11	257,20
4	1,33	20,1	20,00	40,10	345,25	333,50
5	1,70	21,1	30,00	51,10	428,39	412,70
6	2,03	20,8	40,00	60,80	472,15	482,60

Quand le fil austénitique est à la température ambiante, on le refroidit au-dessous de la température M_s pour commencer une réorientation de la structure du fil de l'austénite en martensite orientée. Sur la fig. 4.8, on voit que pour une contrainte nulle, la température de martensite start est égale à $-6,2^\circ\text{C}$. Tandis que pour une température égale par exemple à 20°C , il faut dépasser la valeur de la contrainte 188,73 MPa.

La question ici traitée nous a permis de trouver la relation entre la contrainte et la température que l'on doit satisfaire pour commencer la production de martensite orientée dans le fil Ni - Ti. Grâce à l'équation (2), on peut facilement identifier quelle est la contrainte minimale pour chaque température qu'il faut appliquer pour obtenir de la martensite orientée dans l'éprouvette testée.

Pour toutes les courbes de traction (fig. 4.5), après les deux parties de la courbe qui correspondent respectivement à la traction d'austénite et à la transformation martensitique, on observe une troisième étape correspondant à un étirement du fil dans l'état de martensite orientée. Le changement de la pente de la courbe de traction permet de déterminer la contrainte critique pour la fin de la transformation martensitique. Comme dans le cas précédent, à l'intersection des deux droites tracées (deuxième et troisième parties de la courbe de traction), on trouve la valeur attendue (fig. 4.9). Les résultats sont résumés dans le tableau 4.3 : contraintes critiques expérimentales σ_{cr} et contraintes calculées σ_{Mf} .

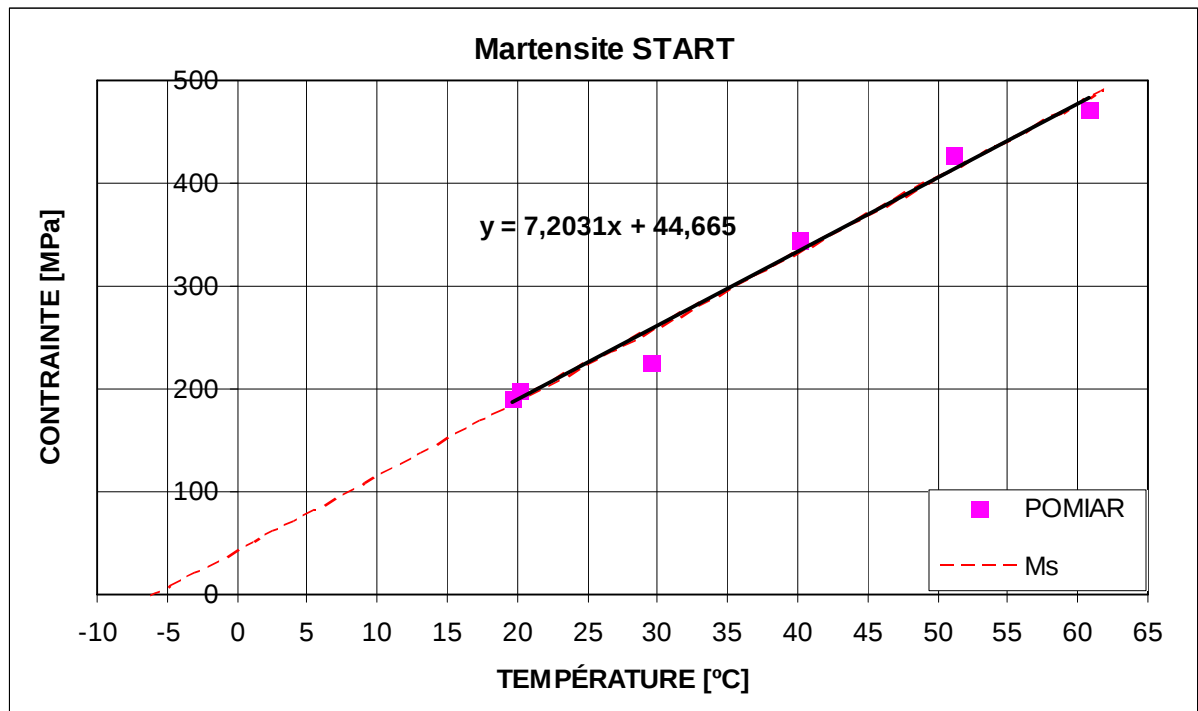


Fig. 4.8. Température martensite start M_s en fonction de la contrainte.

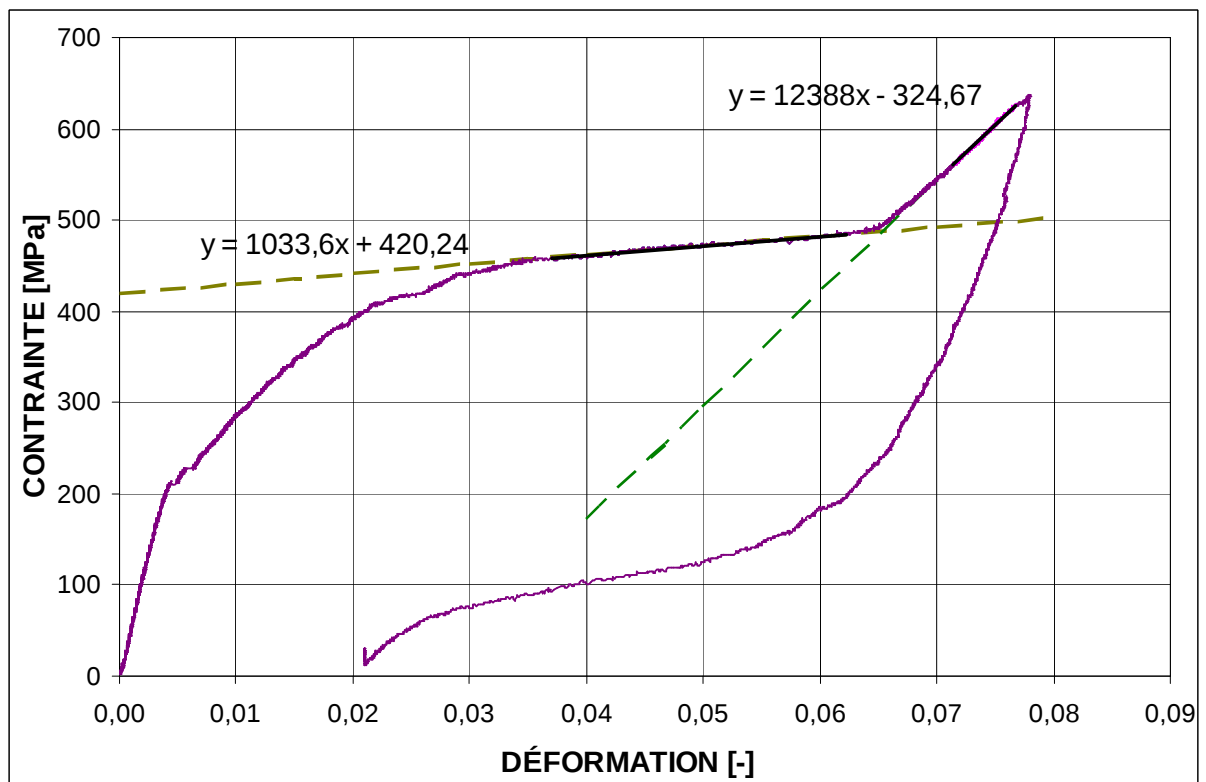


Fig. 4.9. Exemple de détermination de la contrainte critique à partir de laquelle le fil d'AMF est à 100% martensite orientée.

Le diagramme contrainte – température créé à partir des points expérimentaux (fig. 4.10) a permis de trouver l'équation décrivant la relation entre la contrainte et la température M_f . Elle est la suivante:

$$\sigma_{Mf} = 7,5763T + 94,795 \quad (3)$$

avec:

σ_{Mf} – contrainte pour la température martensite finish [MPa],

T – température [°C].

Tableau 4-3. Contrainte critique et contrainte caractéristique pour martensite finish M_f en fonction de la température du fil de diamètre 1 mm (dédit des essais).

No	I [A]	T _A [°C]	ΔT	T [°C]	σ _{cr} [MPa]	σ _{Mf} [MPa]
1	0,00	20,1	0,00	20,10	255,76	247,08
2	0,27	17,8	1,92	19,70	245,48	243,85
3	0,87	19,5	10,00	29,50	303,59	318,30
4	1,33	20,1	20,00	40,10	397,64	398,60
5	1,70	21,1	30,00	51,10	488,09	481,94
6	2,03	20,8	40,00	60,80	554,64	555,43

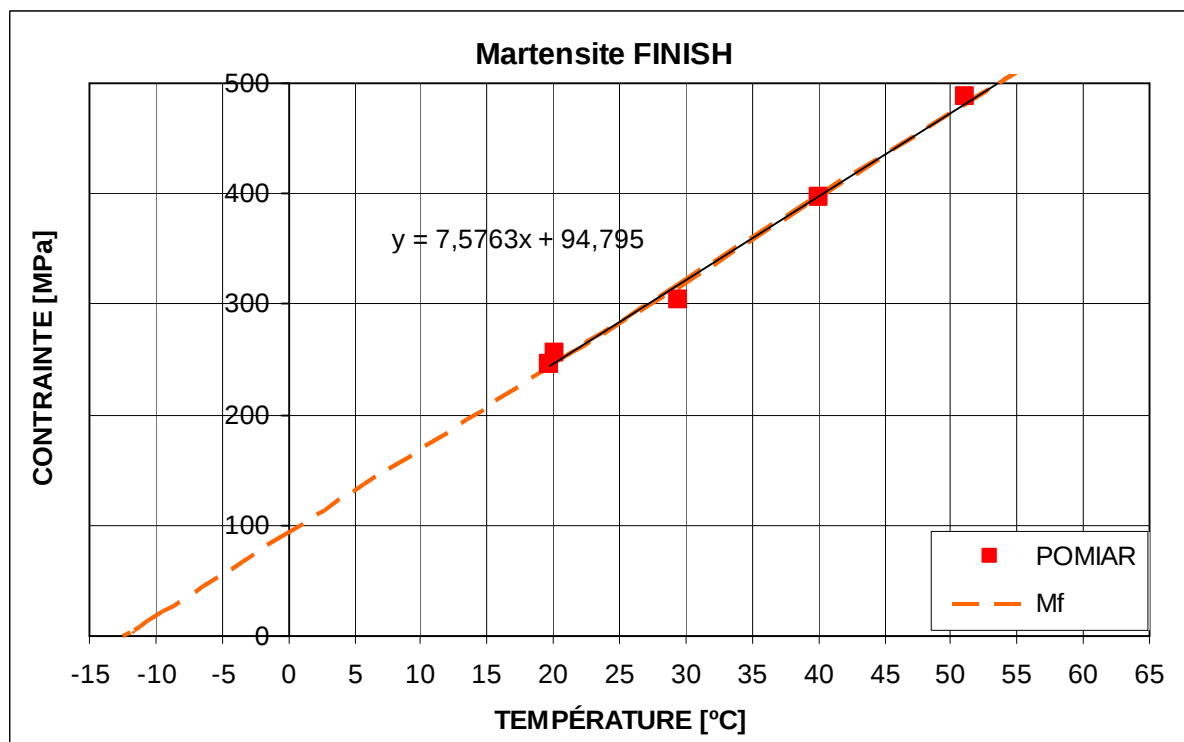


Fig. 4.10. Température martensite finish M_f en fonction de la contrainte.

En résumé, on a obtenu les deux équations (2) et (3) qui représentent les frontières « martensite start » et « martensite finish » (fig. 4.11). Ce sont les droites qui donnent une

possibilité de contrôler les états martensitique dans le fil d'AMF. On sait quel niveau de contrainte doit être appliqué au fil à mémoire de forme pour commencer la transformation soit de l'austénite à la martensite orientée ($A \rightarrow M_o$), soit de la martensite à la martensite orientée ($M \rightarrow M_o$). Ensuite, on peut calculer rapidement la contrainte dont on a besoin dans le fil à une certaine température pour être sûr qu'il est à 100 % de martensite orientée (autrement dit, que la fraction de martensite orientée est égale à 1).

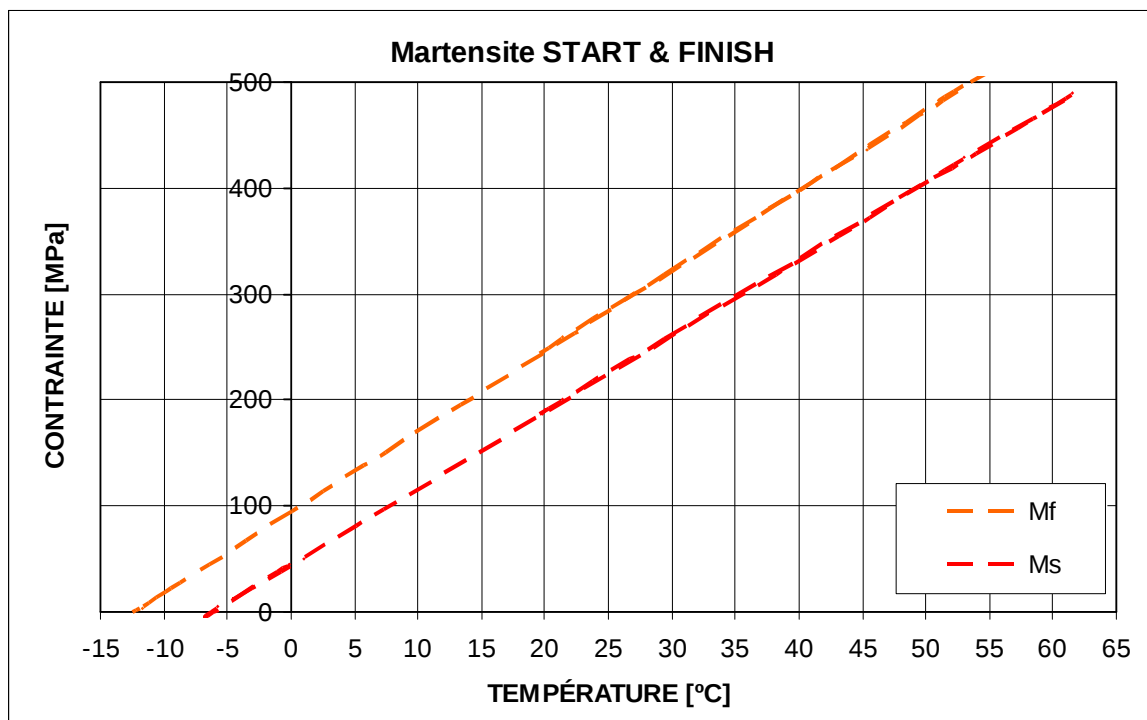


Fig. 4.11. Relations contrainte en fonction de la température qui représentent les frontières de la martensite start M_s et de la martensite finish M_f .

En plus, on a trouvé la valeur exacte des températures martensite start et martensite finish. Pour rappel, ce sont les températures auxquelles soit commence, soit finit une transformation de l'austénite à la martensite non - orientée sous la condition très importante : la contrainte dans le fil est nulle ! Ainsi, on a obtenu les quatre températures spécifiques pour le fil Ni – Ti de diamètre 1 mm :

- martensite start $M_s = - 6,2^{\circ}\text{C}$;
- martensite finish $M_f = - 12,5^{\circ}\text{C}$;
- austénite start $A_s = + 23,0^{\circ}\text{C}$;
- austénite finish $A_f = + 28,0^{\circ}\text{C}$.

Toutes ces informations sont significatives dans la procédure de création de contrainte dans le fil à mémoire de forme dont la première étape concerne la transformation martensitique ($A \rightarrow M_o$ ou $M \rightarrow M_o$).

4.3. Résistance électrique du fil nickel –titane

Pour connaître la résistance du fil Ni - Ti de diamètre 1 mm, on a été effectué deux mesures directes : l'une pour le fil en état austénitique et l'autre en état martensitique. La longueur du fil est $L = 14,89$ m et la température ambiante durant la mesure $T_a = 16,9^\circ\text{C}$. La résistance de la connexion mesurée à l'ohm-mètre est égale à $R_c = 0,2 \Omega$. Le fil d'AMF a été refroidi jusqu'à -30°C durant 24h pour être sûr qu'il est bien en martensite. Les résultats de mesure sont les suivants : résistance $R_{\text{tot}} = 15,8 \Omega$ et résistance du fil $R_{\text{fm}} = 15,6 \Omega$. Ensuite, la résistance du fil d'AMF à l'état austénitique est mesurée pour le fil qui a été chauffé durant 20 min à la température $+ 100^\circ\text{C}$. En utilisant un ohm-mètre, on a obtenu la résistance $R_{\text{tot}} = 15,7 \Omega$ alors on a la résistance du fil $R_{\text{fa}} = 15,5 \Omega$. De là, on peut calculer la résistance unitaire et la résistivité pour chaque état :

– martensite :

$$R_{\text{unit}} = 1,048 \Omega / \text{ml}$$

$$\rho = 0,823 \mu\Omega \text{ m}$$

– austénite :

$$R_{\text{unit}} = 1,041 \Omega / \text{ml}$$

$$\rho = 0,818 \mu\Omega \text{ m}$$

Pour déterminer la résistivité du fil, on a utilisé l'équation (4) :

$$\rho = R \cdot S / L \quad (4)$$

avec:

R – résistance du fil d'AMF qui est en état martensite ou austénite ,

S – section du fil d'AMF,

L – longueur du fil d'AMF.

Comme on peut le constater, la résistivité du fil Ni - Ti de diamètre 1 mm dans les deux structures cristallines est comparable. Le fournisseur donne des valeurs différentes pour la résistivité en état austénitique ($0,5 \mu\Omega \text{ m}$) et en état martensitique ($1,1 \mu\Omega \text{ m}$) sauf qu'il n'est pas précisé s'il s'agit de la martensite orientée ou non - orientée. Comme on le verra plus loin, cette information est importante.

Pour faire suite aux essais de détermination de M_s (martensite start), on est capable de vérifier le changement de la résistance du courant électrique dans le fil Ni - Ti. Suite à l'application du courant électrique, les paramètres suivants sont mesurés : intensité (I en [A])

et voltage (U en [V]) au cours de la montée et de la descente de la force par incréments de 10 N. En utilisant la loi d'Ohm $R = U / I$ [Ω], on peut facilement calculer la résistance du fil testé.

L'aptitude de notre conducteur à ralentir le passage du courant électrique est présenté sur le diagramme de la résistance dans le fil nickel – titane de diamètre 1 mm en fonction de la force (fig. 4.12). Sur le diagramme sont marquées les valeurs d'intensité qui permettent d'obtenir la température dans le fil : 19,7°C pour 0,27 A ; 29,5°C pour 0,87 A ; 40,1°C pour 1,33 A ; 51,1°C pour 1,70 A et 60,8°C pour 2,03 A.

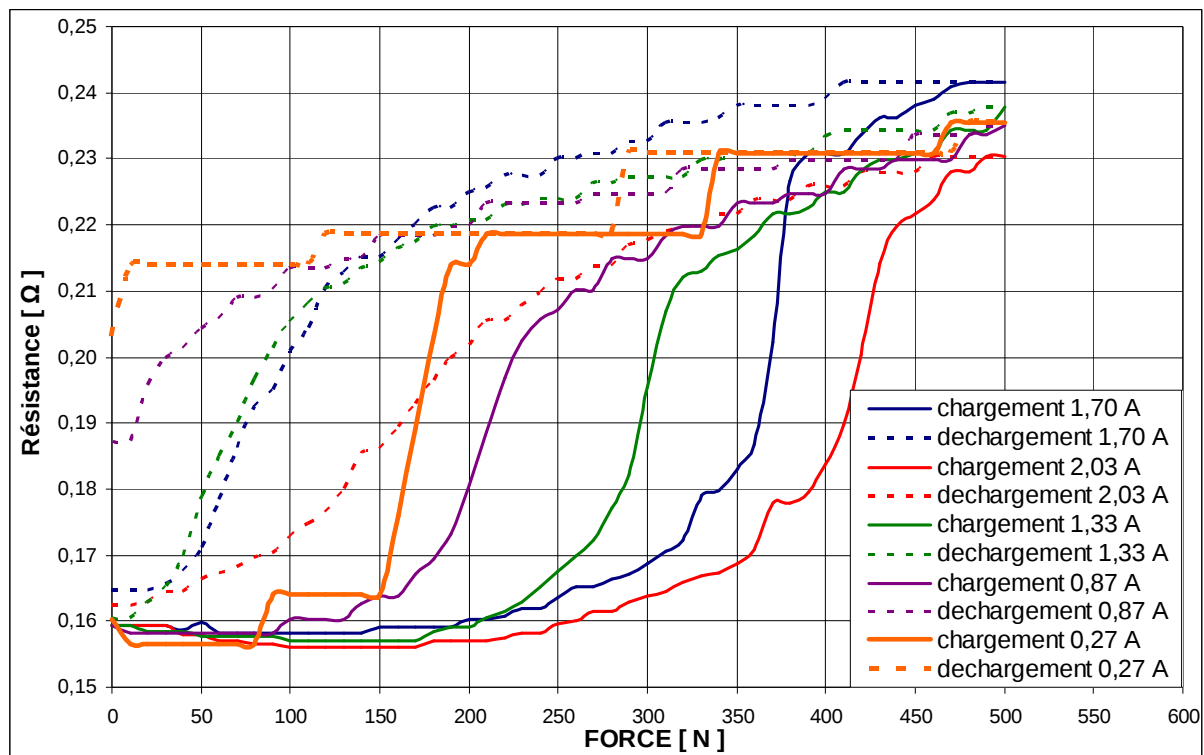


Fig. 4.12. Diagramme de la résistance dans le fil Ni - Ti en fonction de la force.

De manière générale, on observe que la résistance est stable au-dessous de 100N à 200N respectivement pour chaque intensité appliquée. Elle ne varie pas, car le fil est toujours dans l'état austénitique. Ensuite, on a une augmentation de la résistance du fil en fonction de la transformation d'austénite en martensite orientée (augmentation de la force). Quand la transformation est complète, il y a une quasi-stabilisation qui est marquée sur le diagramme par des « paliers » sur la courbe. Durant le déchargement, la résistance du fil diminue de manière différente pour chaque essai. On observe la plus petite perte de résistance pour le fil qui a été le moins chauffé (intensité 0,27 A). Probablement, à la fin du cycle de traction, il est resté beaucoup de martensite orientée. Il est remarquable que, pour les courbes obtenues pour

les intensités plus élevées, à la fin la résistance de fil est revenue presque à la même valeur qu'au début. Cette observation peut être causée par le retour partiel de fil de la martensite orientée à l'austénite, c'est-à-dire qu'il existe une petite différence de valeur de la résistance, car il reste de la martensite orientée.

Malheureusement, nous ne sommes pas capables de trouver la relation entre la résistance et la force créée dans le fil. Elle est la même pour tous les essais. Pour obtenir la déformation de transformation, on a enlevé la déformation élastique qui a été produite durant la traction selon l'équation suivante (5) :

$$\varepsilon_{tr} = \varepsilon_{tot} - \varepsilon_e \quad (5)$$

avec:

ε_{tot} – déformation totale,

ε_e – déformation élastique ($\varepsilon_e = \sigma / E$)

ε_{tr} – déformation de transformation.

En conséquence, on peut illustrer sur la fig. 4.13 l'évolution exacte des changements de la résistance pour le fil Ni – Ti au cours de la transformation martensitique (de l'austénite à la martensite)

En discutant ce résultat, on voit qu'au début la résistance est constante jusqu'à la déformation $\varepsilon_{tr} = 0,0035$ (étape I – fig. 4.14). À ce point, il convient de noter que le fil est en état austénitique, donc il n'y a aucun changement de la structure cristalline dans le fil. Au cours de la déformation du fil, on observe une augmentation de la résistance de manière linéaire. Ce fragment de courbe correspond à la transformation de l'austénite en martensite, ce qu'on observe aussi sur la courbe de traction (voir étape II–fig. 4.14).

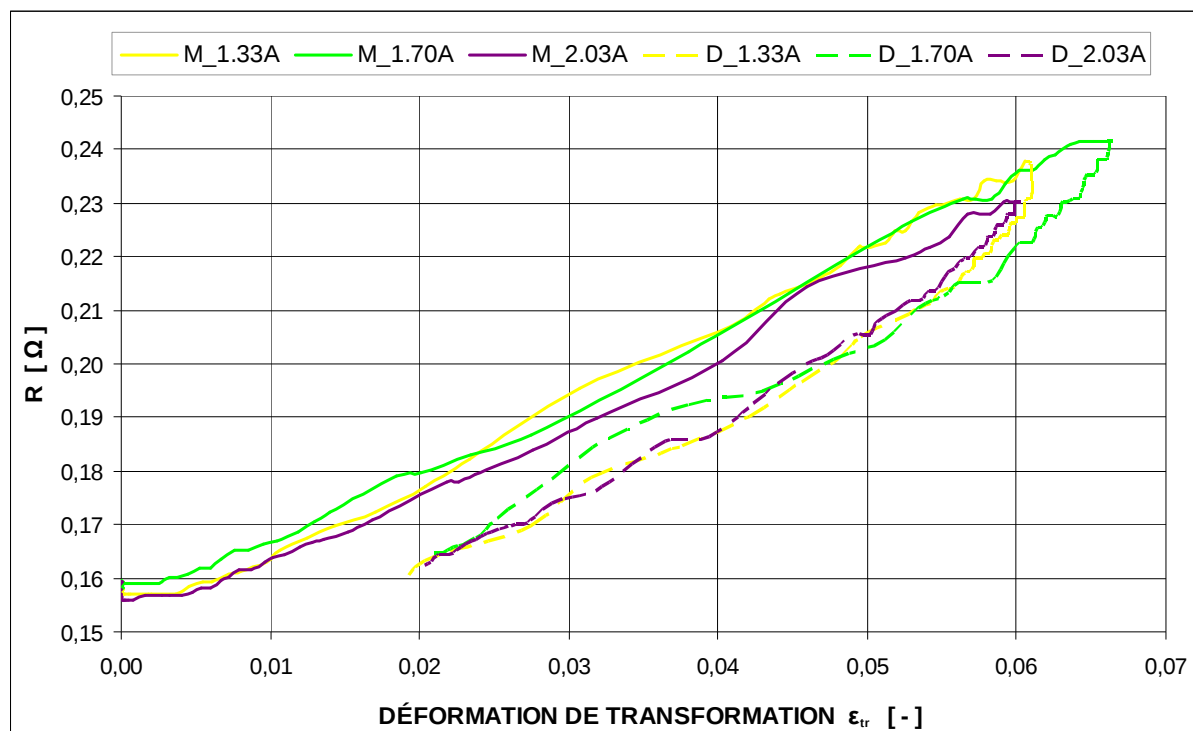


Fig. 4.13. Diagramme de la résistance du fil en fonction de la déformation de transformation pour trois intensités différentes appliquées au début de l'essai de traction.

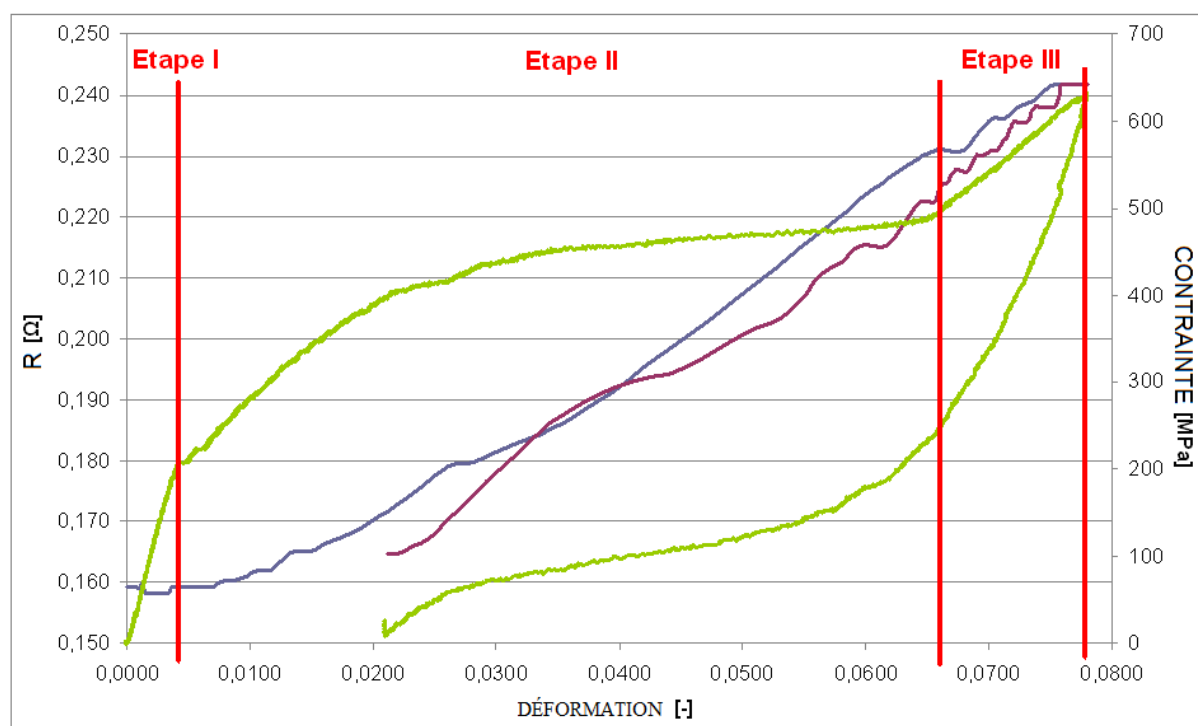


Fig. 4.14. Evolution de la résistance du fil Ni – Ti en fonction de la déformation (la courbe bleue correspond au chargement du fil et la courbe violette correspond au déchargement du fil), observée durant l'essai de traction du fil Ni – Ti (courbe verte relation contrainte – déformation).

Ensuite, on a une troisième étape qui correspond à l'augmentation de la contrainte dans le fil en état de martensite orientée. Dans cette phase, la résistance augmente puis diminue au déchargement. Au déchargement du fil, on observe le retour de la résistance à la même valeur qu'au début de l'essai, c'est-à-dire que le fil revient à sa forme initiale, ce qui est confirmé par la déformation résiduelle (à la fin du test de traction, la déformation qui reste est vraiment petite). Ces résultats trouvent leur confirmation dans [14] et [71].

En suivant l'analyse des résultats d'essais de traction du fil Ni - Ti pour différentes températures, on veut connaître la relation entre la résistance de la martensite orientée et la fraction de la martensite orientée dans le fil d'AMF. A cet effet, on applique la loi des mélanges qui, dans ce cas, prend la forme suivante :

$$R = z R_{M_0} + (1-z) R_A \quad (6)$$

avec :

R – résistance totale du fil [Ω],

R_A – résistance de l'austénite [Ω],

R_{M_0} – résistance de la martensite orientée [Ω],

z – fraction de martensite orientée dans le fil [-].

Connaissant la résistance totale (mesurée au cours des essais précédents) et la résistance de l'austénite, la résistance de la martensite orientée est calculée et montrée sur le diagramme de la résistance de martensite orientée R_{M_0} en fonction de la fraction de la martensite orientée « z » (fig. 4.15). Il est observé que la résistance de la martensite orientée durant la transformation martensitique (traitement mécanique) est différente pour chaque test ; au-dessus de 75% de martensite orientée dans l'échantillon, elle se stabilise à la même valeur.

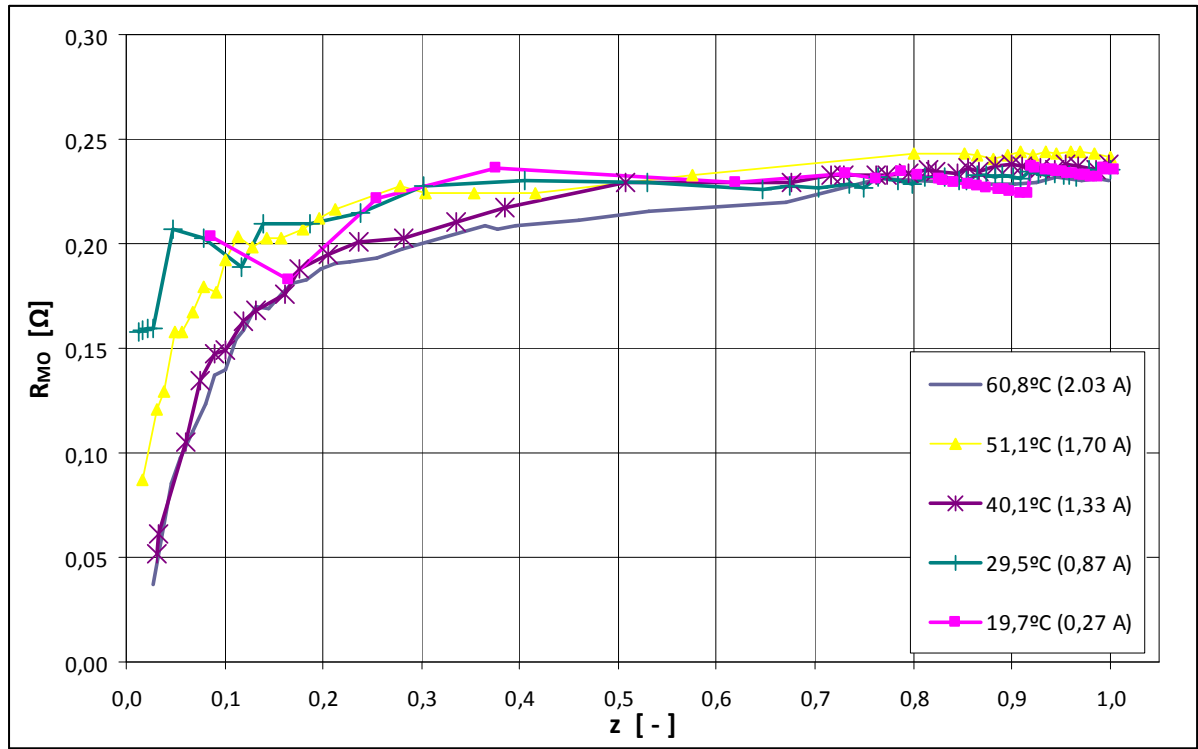


Fig. 4.15. Diagramme de la résistance de la martensite orientée en fonction de la fraction de martensite orientée dans le fil Ni-Ti.

Ensuite grâce aux calculs effectués sur la base de l'équation (6), on a tracé deux courbes qui décrivent la dépendance de la résistance de la martensite orientée R_{Mo} en fonction de la fraction de martensite orientée pour le fil Ni – Ti de diamètre 1 mm. On a approximé les résultats obtenus par deux équations. Grâce à cela, on a obtenu des fonctions qui décrivent la résistance de la martensite orientée dans le réseau cristallin durant le chargement du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm (7):

$$R_{Mo} = -0,1011 z^2 + 0,1752 z + 0,159 \quad (7)$$

et pour l'étape de déchargement du fil (8):

$$R_{Mo} = 0,0875 z + 0,1453 \quad (8)$$

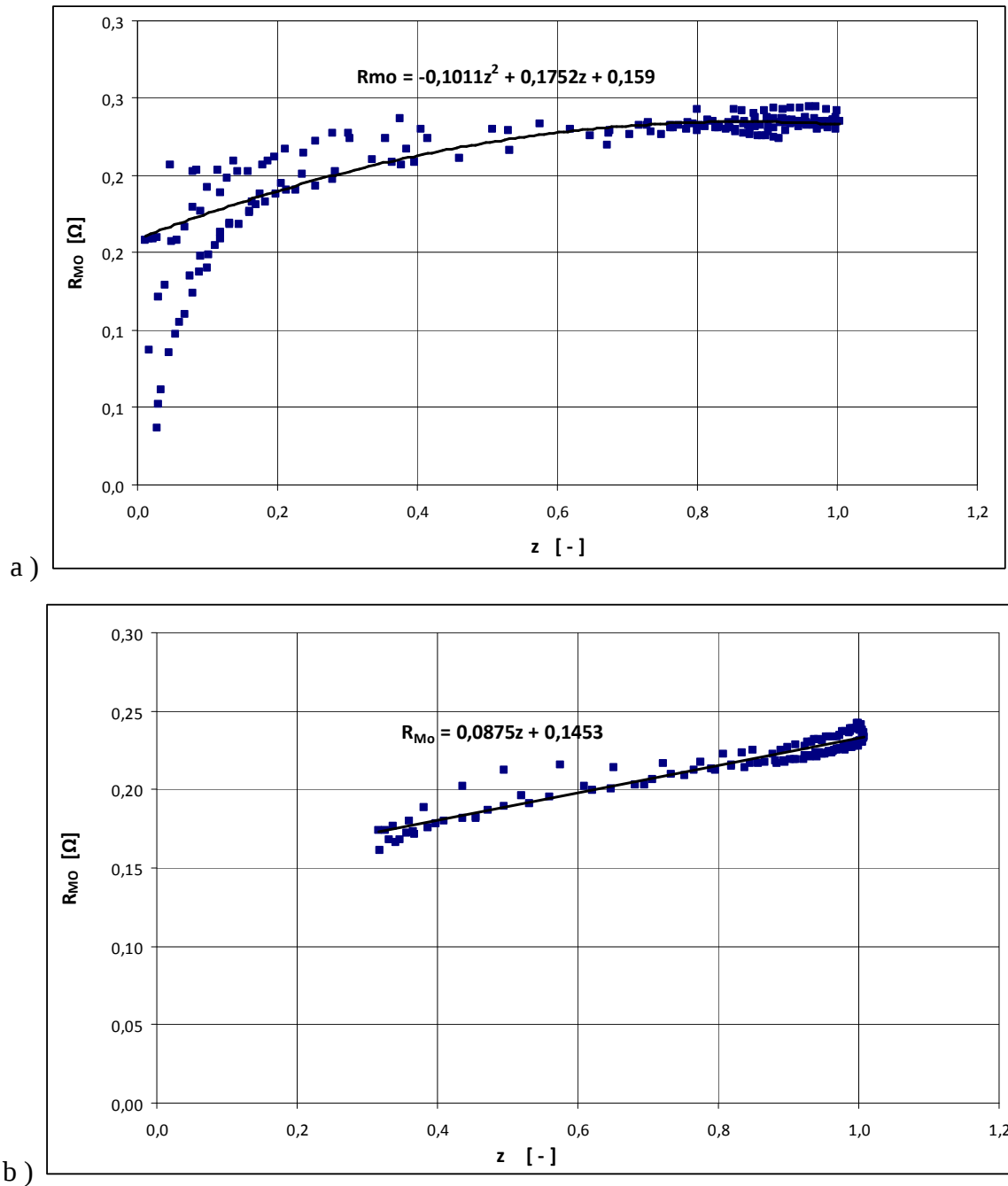
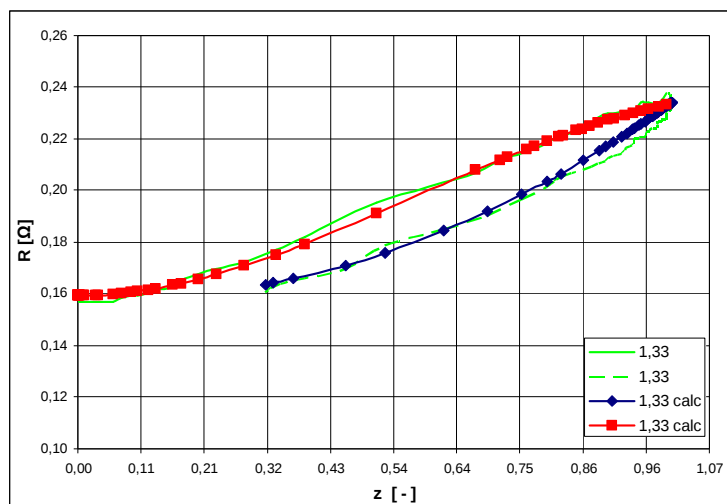
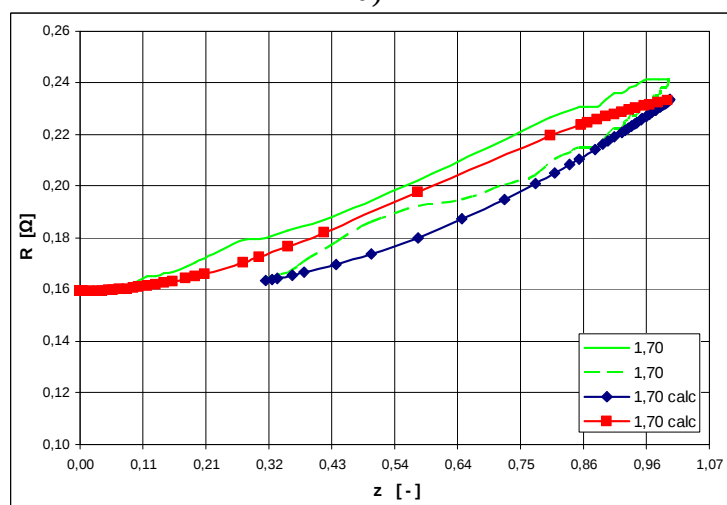


Fig. 4.17. Résistance de la martensite orientée en fonction de la fraction de martensite orientée pour tous les essais – a) phase de chargement du fil Ni – Ti b) phase de déchargement du fil Ni - Ti.

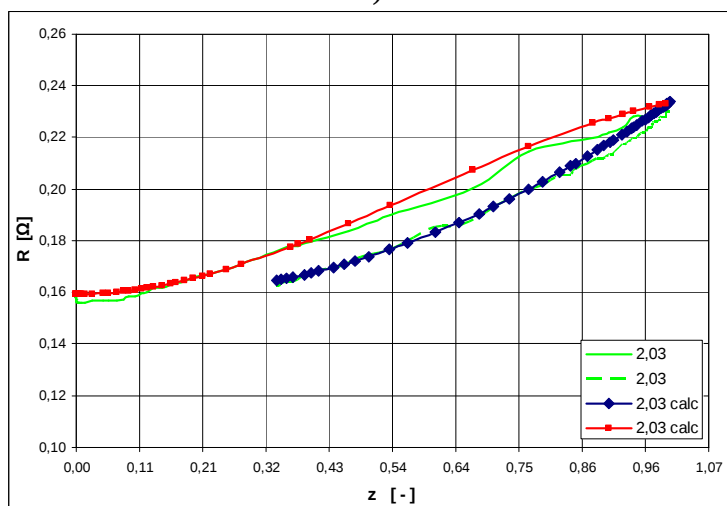
En ayant tous les composants de la formule de la loi des mélanges (6), on est capable de recalculer la résistance totale durant les deux phases : chargement et déchargement du fil. On obtient des valeurs qui sont comparables aux résultats mesurés. Si on regarde les courbes de la résistance en fonction de la fraction de martensite orientée – courbes rouge et bleue - elles suivent les courbes obtenues durant des essais de traction du fil Ni - Ti – courbes vertes (voir fig. 4.18).



a)



b)



c)

Fig. 4.18. Comparaison des courbes résistance - fraction de martensite orientée obtenues par mesures et par calculs – a) courbes pour le fil Ni-Ti chauffé jusqu'à 40,1°C (1,33A), b) courbes pour le fil Ni-Ti chauffé jusqu'à 50,1 °C (1,70A) et c) courbes pour le fil Ni-Ti chauffé jusqu'à 60,8 °C (2,03A).

Ensuite, on calcule la résistivité du matériau testé selon l'équation (9). Pour obtenir des valeurs plus propres, on prend en compte une correction de changement de longueur et de diamètre du fil Ni – Ti durant la traction.

$$\rho = R \frac{S}{L} = R \frac{(1 - z \cdot \gamma) \cdot S_0}{(1 + z \cdot \gamma) \cdot L_0} \quad (9)$$

avec:

S_0 – section initiale de fil Ni – Ti,

L_0 – longueur initiale de fil Ni – Ti,

$z \cdot \gamma$ – déformation du fil Ni – Ti durant la traction (γ est mesurée selon la méthode donnée par S. Leclercq et C. L'excellent, voir [42]).

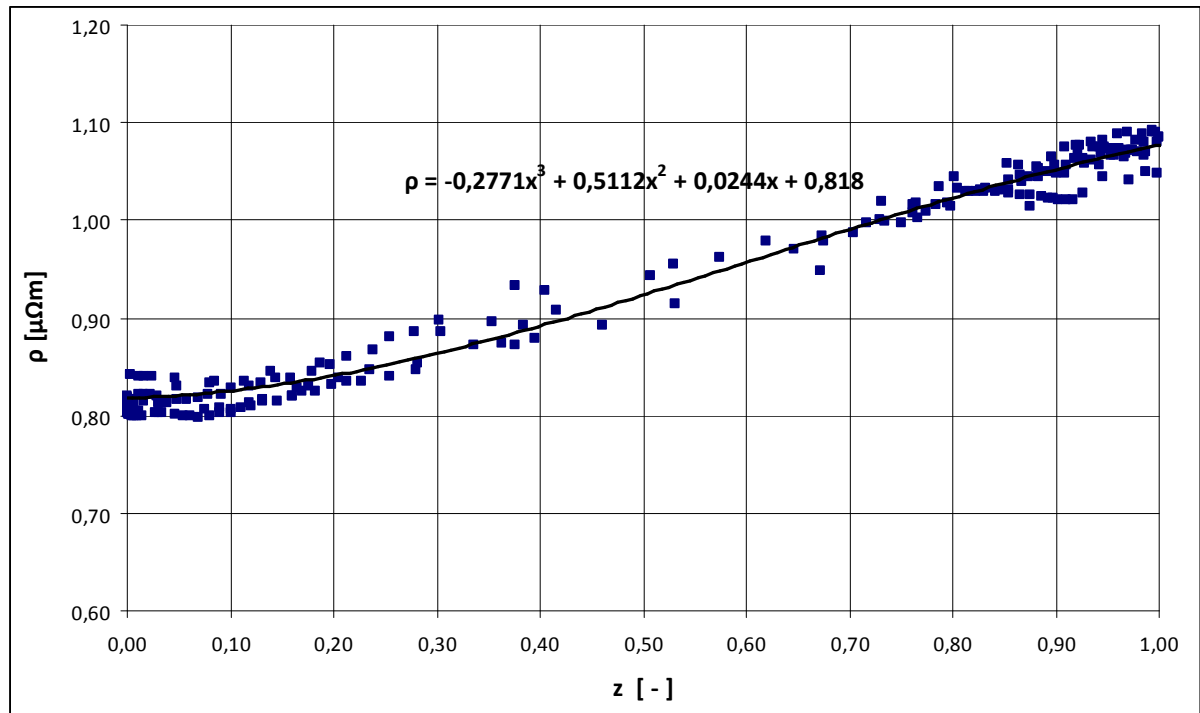
La résistivité du fil d'AMF est présentée sur la fig. 4.19. On voit que les valeurs pour tous les essais sont très peu dispersées. La première équation est la suivante :

$$\rho = - 0,2771 z^3 + 0,5112 z^2 + 0,0244 z + 0,818 \text{ (fig. 4.19 - a)} \quad (10)$$

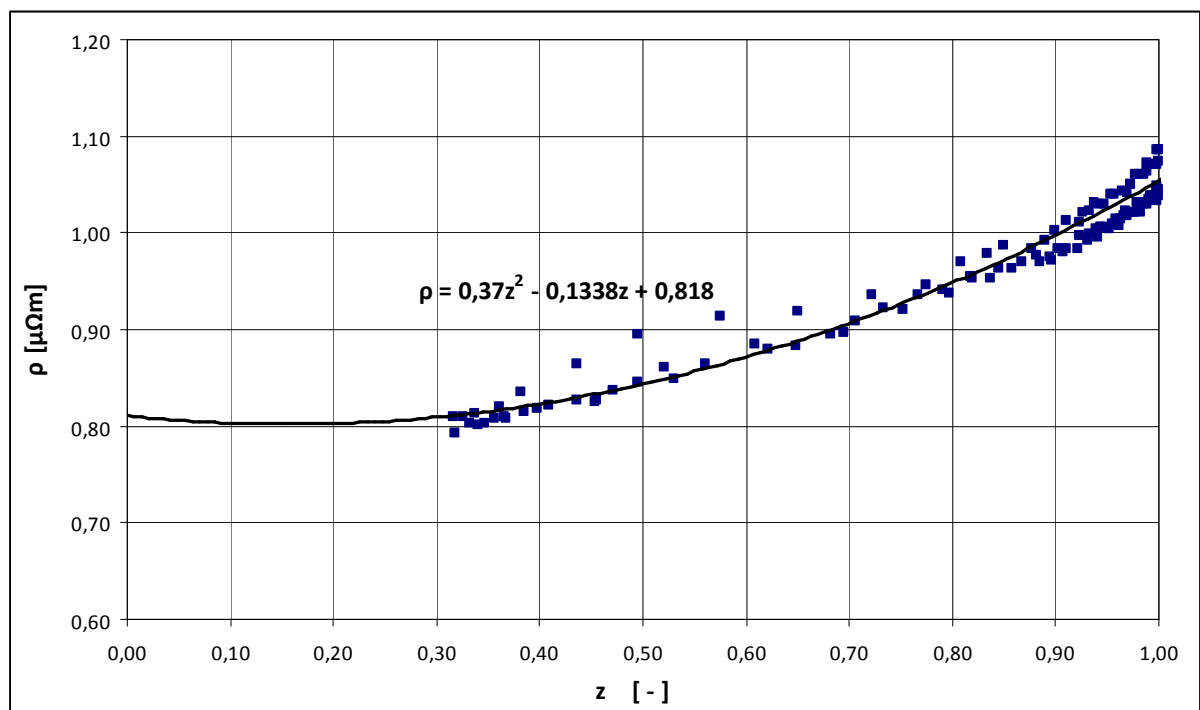
$$\rho = 0,37 z^2 - 0,1338 z + 0,818 \text{ (fig. 4.19 - b).} \quad (11)$$

respectivement pour le cas de chargement et de déchargement du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm.

Pour faire la vérification de la justesse de ces deux équations, la résistivité est recalculée en fonction de la fraction de martensite orientée pour trois températures différentes. On a comparé ces résultats avec les mesures sur la fig. 4.20.



a)



b)

Fig. 4.19. Diagramme de la résistivité en fonction de la fraction de martensite orientée obtenue pour tous les essais – a) phase de chargement du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm et b) phase de déchargement du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm.

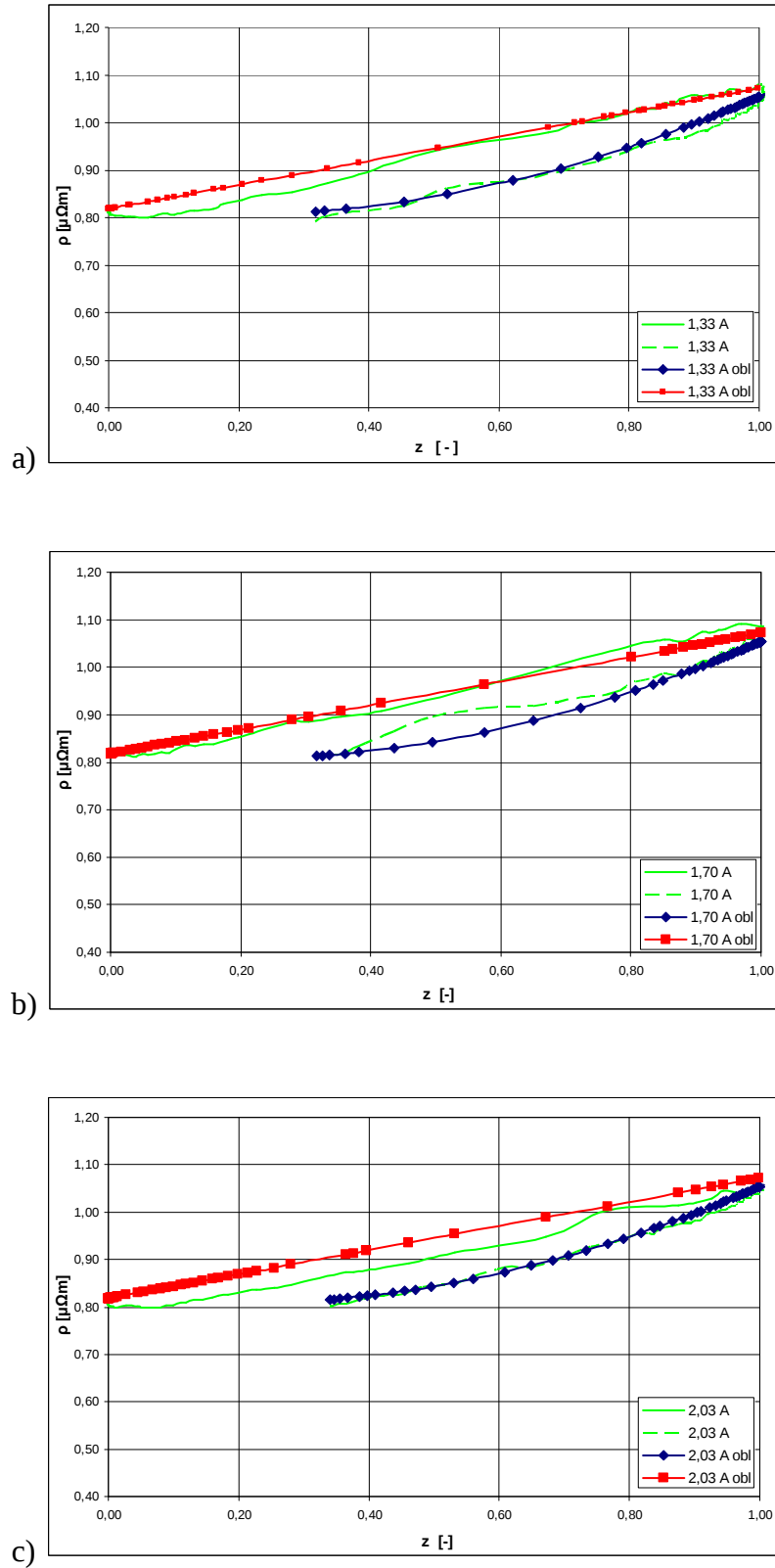


Fig. 4.20. Comparaison des courbes résistivité - fraction de la martensite orientée obtenues par les mesures et les calculs – a) courbes pour le fil Ni - Ti chauffé jusqu'à 40,1°C (1,33A), b) courbes pour le fil Ni - Ti chauffé jusqu'à 50,1 °C (1,70A) et c) courbes pour le fil Ni-Ti chauffé jusqu'à 60,8 °C (2,03A).

4.4. Évaluation de la contrainte en fonction de la température

On se pose la question de l'évaluation de la contrainte dans le fil à mémoire de forme en fonction de la température. C'est une problématique qui, dans la littérature, est expliquée mais en utilisant seulement des schémas. Par conséquent, une tentative a été faite d'un examen approfondi de l'évaluation de la contrainte dans un fil d'AMF pré - déformé.



Fig. 4.21. Poste de travail.

Pour la méthode de réalisation de l'essai, la procédure est la suivante :

- on chauffe le fil d'AMF à la température $+100^{\circ}\text{C}$, puis on le refroidit à la température -30°C (en fonction de l'état du fil souhaité au début de l'essai : soit martensitique soit austénitique) ;
- le fil est pincé à chaque extrémité entre deux plaques métalliques nues $1\text{mm} \times 30\text{mm} \times 120\text{mm}$ et deux plaques métalliques $1\text{mm} \times 30\text{mm} \times 80\text{mm}$ isolées à l'aide de gaines thermorétractables. Grâce au contact entre les premières plaques et le fil, on a la transmission du courant électrique avec le fil à mémoire de forme. Par contre, les plaques avec gaines thermorétractables sont utilisées pour isoler les mors de la machine de traction avant le passage du courant électrique (qui est branché aux plaques de métal nues).
- le fil et les plaques décrites ci-dessus sont mis entre les mors de la machine de

traction (pression des mors égale à 2 MPa) ;

- on branche tous les appareils (voltmètre, ampèremètre, machine ISO-TECH) et on branche des pinces crocodiles aux plaques métalliques selon le schéma montré sur la fig. 4.1;
- on commence l'étirement du fil d'AMF selon les valeurs qui sont données au tableau 4-4. La vitesse d'étirement est la suivante : 0,1 mm / min pour chaque essai. Par contre la décharge du fil jusqu'à 10 N dure toujours 10 min ;
- après charge et décharge du fil, on commence à chauffer le fil testé. On augmente et baisse la température du fil toutes les 3 min de 5°C ou 15°C. Le changement de température est obtenu grâce à l'application du courant électrique. En changeant l'intensité du courant, on peut prévoir la température du fil d'AMF grâce à l'équation suivante : $I = 7,642 \Delta T^2 + 5,0624 \Delta T$.

Les calculs préliminaires sont montrés sur le tableau 4-4 où on trouve les informations suivantes :

ϵ_{res} – déformation résiduelle,

ϵ_{max} – déformation maximale,

ΔL – allongement maximal [mm],

t – durée de réalisation du test, [min].

Tableau 4-4. Données nécessaires pour programmer la machine de traction (les données sont obtenues sur la base de la courbe de traction pour le fil d'AMF étiré jusqu'à une force égale à 500 N).

No	ϵ_{max}	ϵ_{res}	ΔL [mm]	t [min]
1	0,010	0,002	1,48	14,75
2	0,012	0,004	1,84	18,36
3	0,014	0,006	2,16	21,64
4	0,017	0,008	2,49	24,85
5	0,019	0,010	2,82	28,18
6	0,038	0,020	5,64	56,37
7	0,056	0,050	8,42	84,15

On utilise la machine ISO-TECH Laboratory DC POWER SUPPLY Model IPS 303DD pour appliquer le courant électrique au fil d'AMF. Elle permet de réguler l'intensité de manière adéquate pour cet essai, c'est-à-dire avec la précision de 0,01 A. La mesure exacte dans l'échantillon est contrôlée par voltmètre et ampèremètre.

Les essais ont été réalisés à l'Institut Blaise Pascal à Clermont – Ferrand. Dans les éprouvettes de fil Ni – Ti de diamètre 1 mm et $L = 150$ mm, on a provoqué un allongement ΔL . Ensuite, on les a chargées. A la fin du chargement, on a bloqué la traverse de la machine de traction. Les fils ont été chauffés en utilisant le courant électrique jusqu'à obtention de la température maximale. Puis on a baissé la température du fil jusqu'à la température ambiante. Ce poste de travail est présenté sur la fig. 4.21.

En suivant cette procédure, on a obtenu les résultats présentés sur la fig. 4.22. On observe comment se produit le processus de création de la contrainte dans le fil d'AMF pré - déformé en fonction de la température et de l'état de déformation. Il faut rappeler que le fil d'AMF pour ces trois séries est toujours en état austénitique au début de l'essai. Les courbes présentées sur le diagramme de la contrainte en fonction de la température montrent une augmentation de la contrainte dans le fil Ni - Ti avec une température croissant à $5^{\circ}\text{C} / 3 \text{ min}$. Il est évident que pour la plus grande pré-déformation du fil, la contrainte atteint les plus hautes valeurs (courbe essai_3) durant le chauffage. On observe la même tendance pour la contrainte résiduelle à la température ambiante. Si on compare les deux premiers essais, on voit que la transformation martensitique se produit presque de manière identique jusqu'à la température $+50^{\circ}\text{C}$. Au-dessus de cette valeur, les contraintes sont plus grandes pour le fil qui a été le plus déformé (tableau 4-5). Ensuite, les contraintes baissent durant le refroidissement du fil. La plus petite perte est observée pour le premier essai. Après retour à la température ambiante, le fil reste à 100% austénite dans l'essai 1 et dans l'essai 2, contrairement à l'essai 3 où il y a une petite production de martensite.

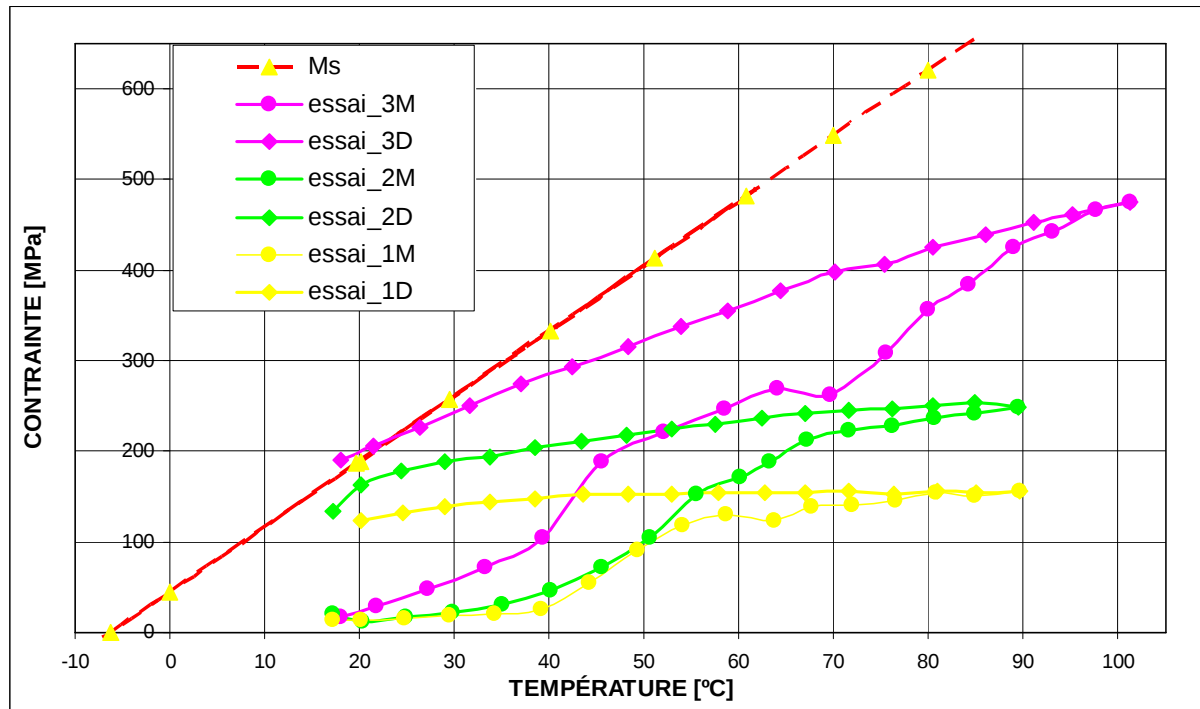


Fig. 4.22. Diagramme de la contrainte en fonction de la température (M_s - limite martensite start, M - montée de l'intensité pour augmenter la température, D – baisse de l'intensité pour baisser la température).

Tableau 4-5. Contraintes maximales et résiduelles pour le fil Ni - Ti (en état austénitique au début de la traction) en fonction de la déformation initiale.

Contrainte maximale			
No	$T_{\max}$ [°C]	$\sigma_{\max}$ [MPa]	ΔL [mm]
1	97,2	155,67	1,48
2	97,2	248,08	2,82
3	98,0	474,45	8,14

Contrainte résiduelle			
No	T_{res} [°C]	σ_{res} [MPa]	ΔL [mm]
1	22,2	124,34	1,48
2	22,2	162,91	2,82
3	23,0	205,40	8,14

Souvent on se pose la question : dans quel état initial doit être le fil d'AMF pour obtenir le meilleur résultat. Pour trouver la réponse, on a fait des essais pour la même pré - déformation du fil ($\Delta L = 8,42$ mm) mais pour différents états martensitiques. On observe que la contrainte maximale et la contrainte résiduelle pour le fil en état martensitique au début de l'essai ont presque les mêmes valeurs que pour le fil en état austénitique. Sur la figure 4.23, les résultats des mesures sont montrés graphiquement : les contraintes maximale et résiduelle, qui se sont développées dans le fil lors de l'étude, étaient comparables quelque soit l'état martensitique de l'échantillon au début de l'essai.

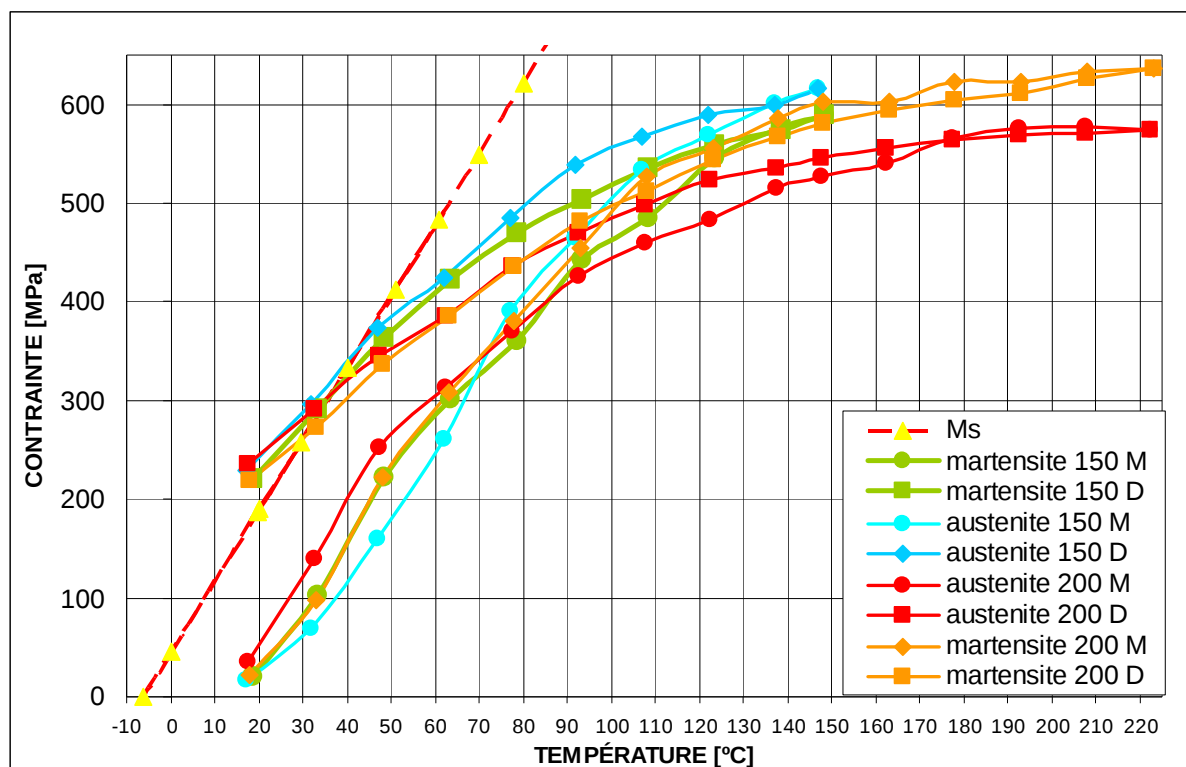
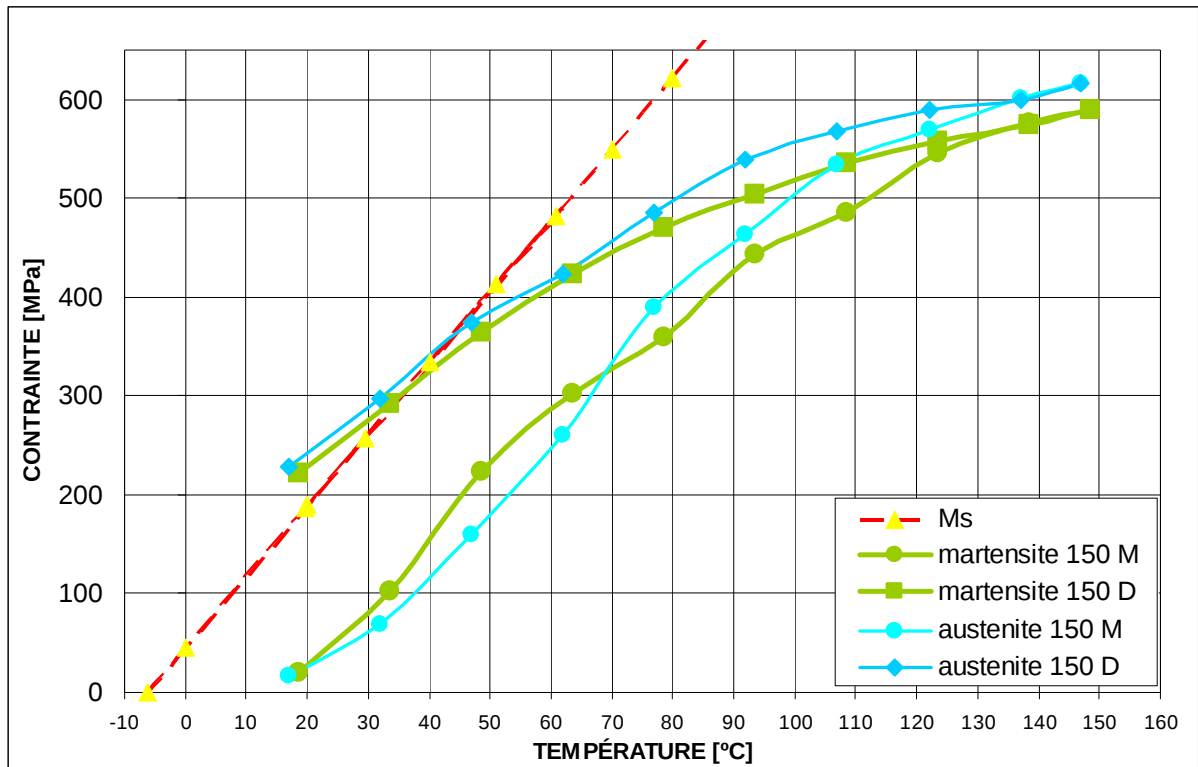
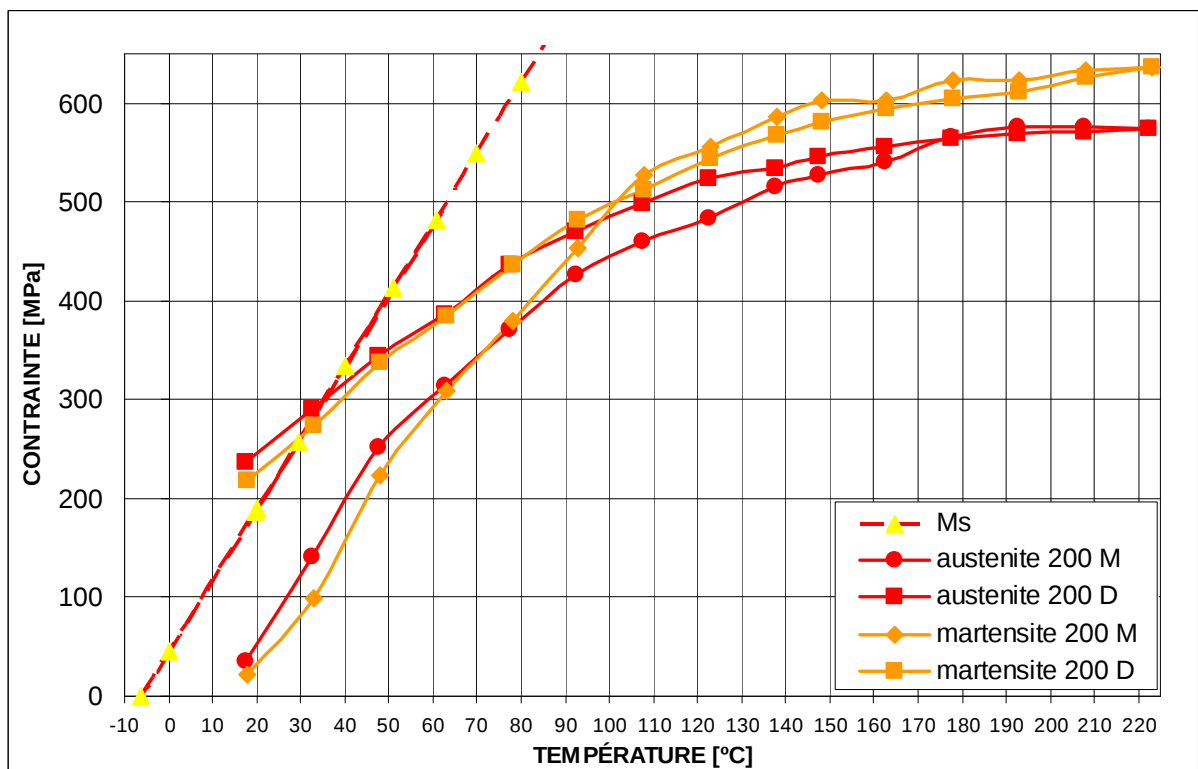


Fig. 4.23. Diagramme de la contrainte en fonction de la température en fonction de l'état de la structure cristalline du fil au début d'essai (M_s - limite martensite start, M - montée de l'intensité pour augmenter la température, D - baisse de l'intensité pour baisser la température).

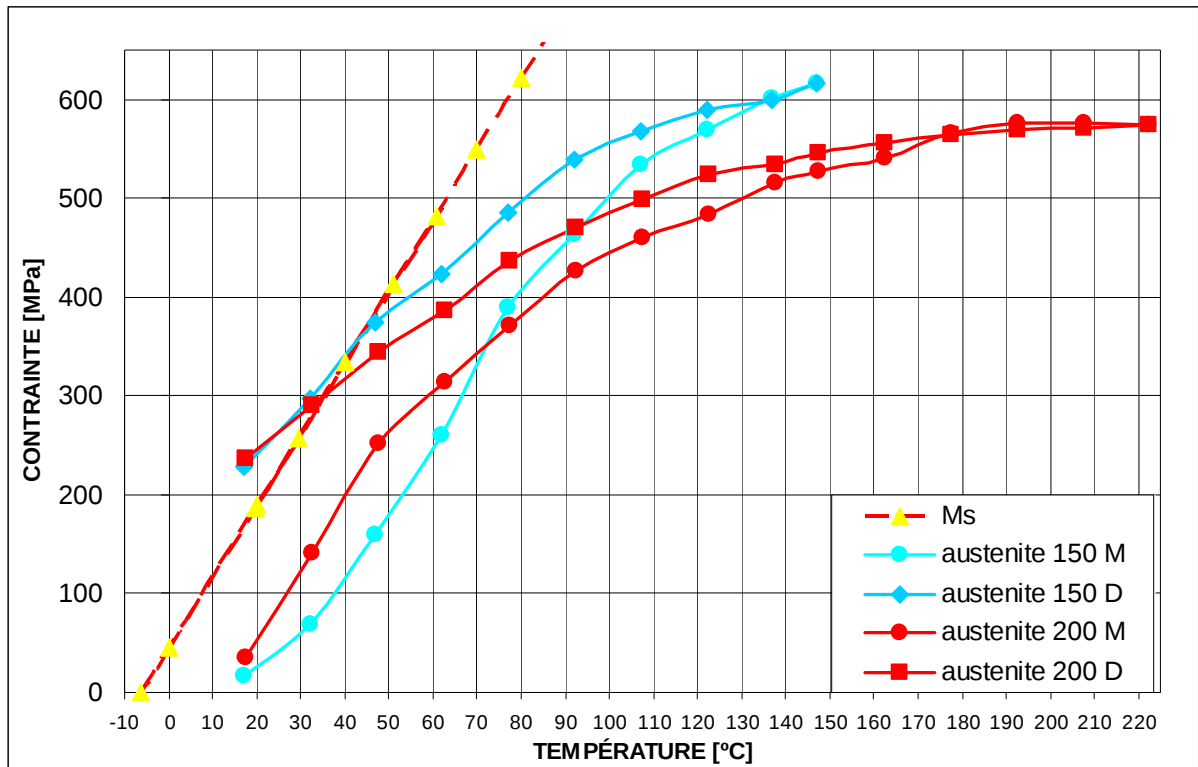
Quand on baisse la température du fil, la tendance de diminution de la contrainte est la même pour les quatre essais présentés. Pour vérifier la répétitivité des essais, on observe les quatre diagrammes qui comparent les courbes obtenues en fonction de l'état cristallin du matériau au début d'essai et de la température jusqu'à laquelle l'échantillon a été chauffé (fig. 4.24). Il est visible qu'on perd beaucoup de contrainte en retournant à la température ambiante, mais finalement la contrainte résiduelle atteint la valeur moyenne 226 MPa (pour la température ambiante 17,75°C). Si on compare ces résultats finaux avec les données de [20], on voit qu'on obtient des résultats comparables indépendamment de la méthode de chauffage.



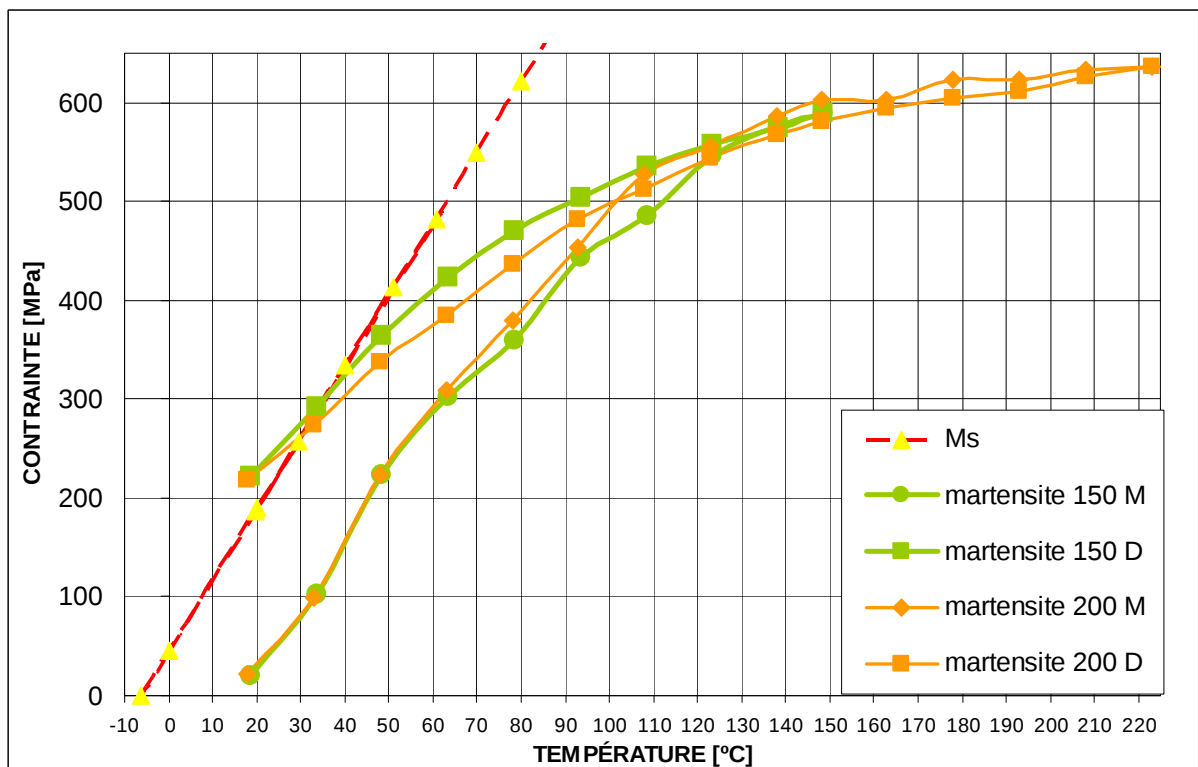
a) Courbes pour le fil chauffé jusqu'à 150°C pour deux états cristallins différents.



b) Courbes pour le fil chauffé jusqu'à 200°C pour deux états cristallins différents.



c) Courbes pour le fil initialement en état austénite chauffé à deux températures différentes 150°C ou 200°C.



d) Courbes pour le fil initialement en état martensite chauffé à deux températures différentes 150°C ou 200°C.

Fig. 4.24. Diagrammes contrainte – température pour le fil Ni – Ti de diamètre 1 mm.

La procédure à suivre pour créer de la contrainte par activation thermique dans un matériau à mémoire de forme [69] montre que pour une petite déformation initiale, on perd de la contrainte maximale dans le fil $\text{Ni}_{50,8} - \text{Ti}_{49,2}$ après avoir atteint la droite martensite start en retournant à la température ambiante (frontière au-delà de laquelle il y a une production de martensite). On observe bien ce phénomène pour l'essai 1 (fig. 4.22), dans lequel la pré – déformation était égale à 1,48 mm. Par contre, il est notable que pour une déformation initiale assez grande, la perte de contrainte commence tout de suite après avoir baissé la température dans le fil. Dans le cas illustré sur la figure 4.23, on voit que ce processus se produit beaucoup plus vite. Cette perte importante de contrainte peut être causée par une transformation incomplète de la martensite orientée en austénite ($M_o \rightarrow A$). Dans le fil $\text{Ni}_{50,8} - \text{Ti}_{49,2}$ avec une grande déformation initiale, les contraintes augmentent vite avec l'augmentation de la température : probablement le matériau testé n'atteint pas une structure purement austénitique. En effet, il y a une structure cristalline mixte d'austénite et de martensite, ce que peut provoquer la perte de contrainte.

La seconde raison expliquant ce phénomène peut être recherchée dans le chauffage non - homogène de l'éprouvette (fig. 4.2). Même si on applique la température maximale égale à 200°C, il y a toujours des fragments de fil qui ne sont pas bien chauffés et qui restent à la température ambiante. Il y a trois étapes (marquées sur la longueur de fil chauffé, présenté sur la figure 4.6 – a) :

- partie du fil nommée « Mo » où il reste de la martensite orientée – la température ne change pas beaucoup ;
- partie du fil nommée « Mo+A » où on a de la martensite orientée mélangée avec de l'austénite ;
- partie du fil nommée « A » où la température est suffisamment élevée pour avoir seulement de l'austénite.

Durant le chauffage, on voit que la partie centrale du fil retourne en austénite ce qui provoque le raccourcissement du fil $\text{Ni}_{50,8} - \text{Ti}_{49,2}$ (la déformation du fil est bloquée). En revenant à la forme initiale, il y a une traction du fil. En effet, on garde de la martensite orientée dans cette partie du fil. En conséquence, la présence de martensite orientée dans la structure cristalline du fil est responsable de la diminution de la contrainte quand on revient à la température ambiante.

Bien qu'on n'obtienne pas la même courbe de contrainte en fonction de la température, ce qui a été présenté dans [69], on obtient le même résultat final. La contrainte résiduelle se situe autour la même valeur $\sigma_{\text{rec}} = 205 \text{ MPa}$.

Pour vérifier que la fraction de martensite orientée dans le fil d'AMF à la fin du chauffage n'est pas égale à zéro, on peut aussi appliquer la loi de mélange (4). On est capable de calculer de fraction de martensite orientée en fonction de la température. La fraction de martensite orientée est calculée pour une résistivité de la martensite orientée constante $\rho_{\text{mo}} = 1,13 [\mu\Omega\text{m}]$, tandis que la température est obtenue à l'aide de la puissance fournie à chaque étape de chauffage et de refroidissement du fil. Sur la figure 4.25, on peut voir qu'il reste de la martensite orientée dans le fil quand on est revenu à la température ambiante. La fraction qui reste est dépendante de la valeur maximale de la température de chauffage. Quand on a des déformations résiduelles d'environ 4,0%, la température de 150°C n'est pas suffisante pour avoir une transformation complète de $M_o \rightarrow A$. Au-dessus de cette valeur, on observe que la fraction de martensite orientée se stabilise malgré que l'on augmente la température. Ainsi, il est vérifié que la transformation $M_o \rightarrow A$ est complète (voir la courbe martensite 200°C $\epsilon_{\text{res}} = 4,1\%$). Il est observé qu'il reste environ 24% de martensite orientée dans l'échantillon de $\text{Ni}_{50,8} - \text{Ti}_{49,2}$.

Un point extrêmement important obtenu dans ce travail est l'information que l'on peut obtenir une contrainte supérieure à 600 MPa en utilisant le fil de Ni - Ti de diamètre 1 mm. La question est : comment cela peut être réalisé ? L'une des propositions est d'utiliser un fil d'AMF qui aura d'autres plages de température de transformation martensitique. Donc, pour une application de ce matériau en génie civil, il faut choisir un alliage à mémoire de forme qui permet d'obtenir la valeur maximale de contrainte résiduelle et qui présente une température de transformation martensitique inférieure à la température à laquelle la structure travaille.

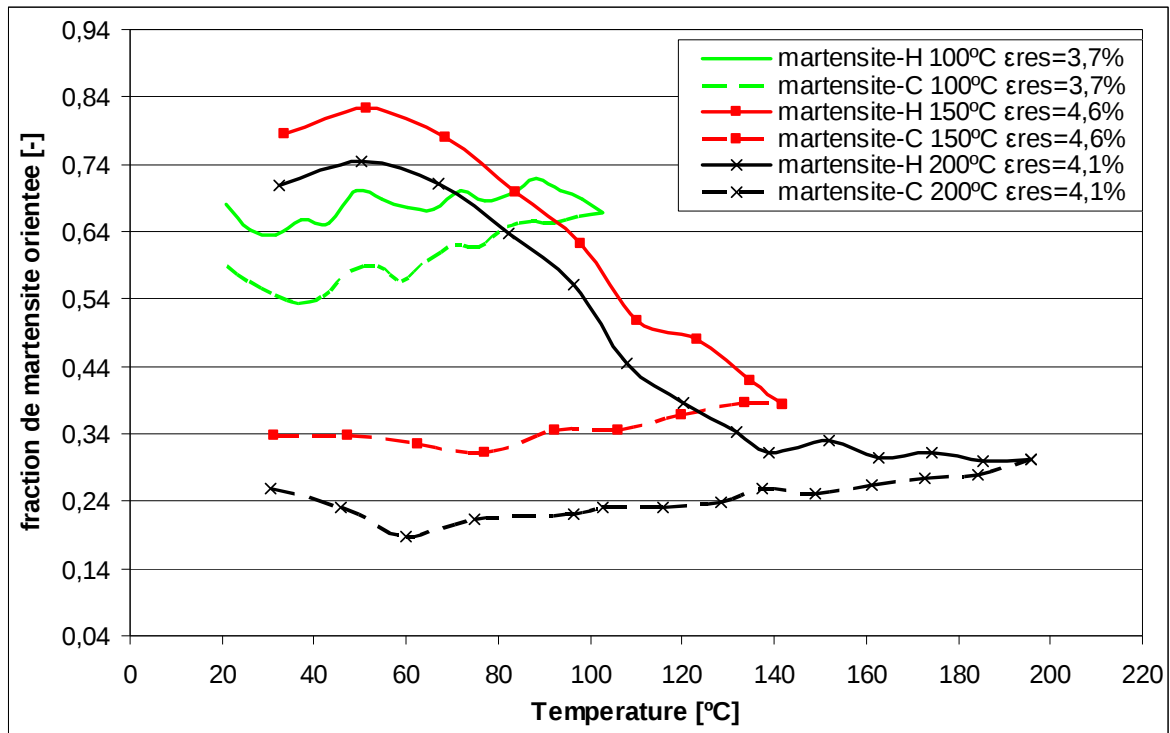


Fig. 4.25. Diagramme fraction de la martensite orientée – température durant le chauffage et le refroidissement du fil d'AMF.

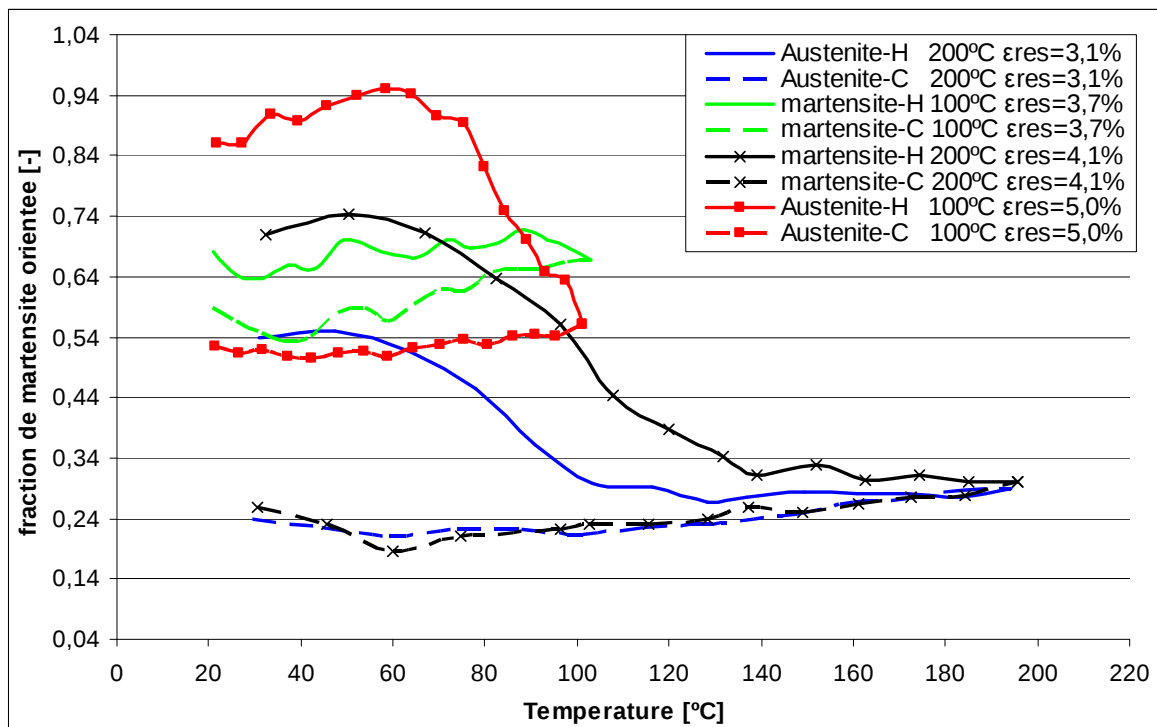


Fig. 4.26. Comparaison des courbes fractions de martensite orientée - température obtenues pour différents états martensitiques au début de la traction du fil d'AMF (H – chauffage du fil, C – refroidissement du fil, 100 °C ou 200 °C - température maximale de chauffage, ϵ_{res} - déformation résiduelle obtenue à la fin de la traction de fil).

4.5. Conclusions

Les recherches et les analyses des résultats présentés dans ce chapitre ont permis de connaître la distribution de la température dans toute la longueur du fil Ni – Ti (placé en position verticale) en fonction de l'intensité du courant électrique. Sur la base de ces données, deux relations sont déterminées : la variation de température dépendant de l'intensité du courant et la puissance en fonction de la température créée dans le fil d'AMF. Ensuite, en utilisant ces relations, on a pu effectuer des études expérimentales pour la détermination des frontières « martensite start » et « martensite finish » en fonction de la contrainte dans le fil d'AMF.

En profitant des essais pour la détermination de M_s et M_f , l'évolution de la résistance en fonction du courant circulant dans le fil d'AMF a été vérifiée. A titre de comparaison, la résistance des échantillons a été mesurée directement en utilisant la méthode traditionnelle à l'aide d'un ohmmètre. Sur la figure 4.13, la variation de résistance du fil Ni - Ti est présentée lors de la transformation martensitique : de l'austénite à la martensite. Il a été trouvé que la variation de résistance du matériau AMF est dépendante de la quantité de martensite orientée.

Puis, la loi des mélanges a été utilisée pour trouver la structure du réseau cristallin. L'équation décrit la résistance globale du fil en fonction de la quantité de martensite orientée. Son application permet de calculer théoriquement les variations de résistance du fil en fonction de la quantité de martensite orientée dans la plage de 0 % à 100 %.

En utilisant la connaissance précise de l'échauffement de l'échantillon d'AMF grâce au courant électrique, d'autres études ont été menées pour déterminer le développement de la contrainte dans le fil à mémoire de forme en fonction de sa température lors de l'essai de traction. Sur la figure 4.23, les résultats des mesures sont présentés graphiquement. Ils montrent que les contraintes maximale et résiduelle, créées dans le fil d'AMF durant les tests, sont comparables indépendamment de l'état initial (austénite ou martensite).

Les travaux décrits dans ce chapitre forment un ensemble de résultats expérimentaux qui permettent de connaître les processus caractéristiques qui se produisent dans les matériaux à mémoire de forme. Ceci est très important pour mener correctement et de manière bien contrôlée la précontrainte des structures en béton par l'utilisation d'AMF.

l'augmentation ou la diminution de la température de l'échantillon, les réactions exothermique et endothermique sont observées dans le matériau [40]. Le premier cas est lié au changement de la structure cristalline de l'alliage de la martensite à l'austénite. Le second cas se produit lors du refroidissement de l'échantillon lorsque le matériau revient d'austénite en martensite. Les deux réactions sont illustrées sur la fig. 5.1 par des pics sur le diagramme.

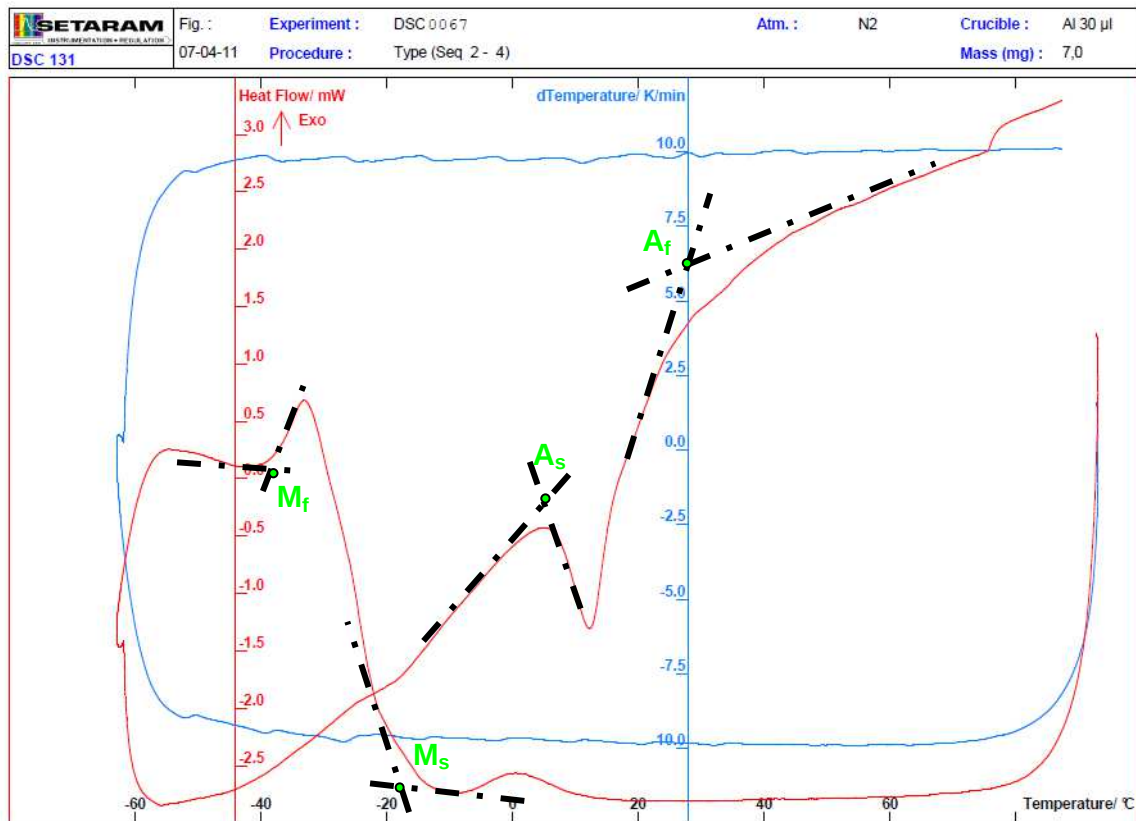


Fig. 5.1. Diagrammes DSC donnant les quatre températures de transformation (M_f , M_s , A_s et A_f) pour le fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

Les températures de transformation martensitique sont lues au cours du test de DSC. Pour cela, sur la courbe calorimétrique, il faut appliquer une tangente au point où la transformation de l'AMF commence ou se termine. L'intersection des deux tangentes, c'est-à-dire la ligne de base avec le prolongement de la ligne de pente du pic maximal de la courbe, permet de déterminer la température de transformation.

A l'aide du diagramme DSC préparé pour l'alliage Cu - Al - Be (voir fig. 5.1 et l'article [45]), on voit la méthode de détermination de la température de début et de fin de transformation martensitique. La courbe calorimétrique a quatre points caractéristiques d'inflexion. En utilisant cette méthode, on a trouvé les températures de transformation de martensite en austénite, et inversement :

- pendant le refroidissement on peut déterminer :
 - le début du pic qui définit la température M_s à laquelle commence la transformation $A \rightarrow M$ (le matériau absorbe de l'énergie) ;
 - la fin du pic qui définit la température M_f , c'est-à-dire la fin de transformation ;
- pendant le chauffage, on peut déterminer :
 - le début du pic qui définit la température A_s , à laquelle commence la transformation $M \rightarrow A$ (le matériau donne de l'énergie) ;
 - la fin du pic qui définit la température A_f (fin de transformation).

Des résultats des tests de DSC des matériaux testés ont été fournis par le producteur. Toutefois, pour confirmer les résultats fournis, nous avons refait les tests de DSC pour les fils Ni - Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm et Cu - Al - Be de diamètre 2 mm. Tous les résultats sont présentés dans la section 10.2. Le tableau 5-1 donne les températures recherchées (M_f , M_s , A_s et A_f) pour chaque matériau.

Tableau 5-1. Comparaison des températures de transformation martensitique entre les tests de DSC et par analyse dilatométrique.

Températures caractéristiques de transformation martensitique								
Type de fil	DSC				DILATOMETRIE			
	M_f [°C]	M_s [°C]	A_s [°C]	A_f [°C]	M_f [°C]	M_s [°C]	A_s [°C]	A_f [°C]
Ni - Ti 1 mm	-21,6	15,4	8,7	40,4	-66,7	-6,5	13,8	21,6
Ni - Ti 2 mm	-26,9	-7,9	11,1	31,5	-63,1	-9,2	1,7	12,9
Ni - Ti 3 mm	-80,2	-48,3	-7,8	22,0	-79,6	-55,1	3,6	34,3
Cu - Al - Be 2 mm	-38,6	-19	4,8	19,3	-0,3	12,0	24,7	35,2

En faisant la comparaison, par exemple pour A_s , on peut constater que la valeur est décalée pour chaque type d'AMF. De plus, pour les fils en nickel - titane, on observe aussi une autre température de début de la transformation du réseau cristallin (de formes irrégulières vers une structure ordonnée). Ce résultat est conditionné par le pourcentage des divers éléments chimiques de l'alliage à base Ni - Ti. Un léger changement dans la composition de l'alliage modifie les valeurs.

En conclusion, la calorimétrie différentielle à balayage est la méthode la plus populaire pour la détermination des températures de transformation de phase dans les AMF. Les auteurs de nombreux articles se basent sur ce type de résultats. Cependant il faut se poser la question de savoir si cette méthode est bonne.

En cherchant la réponse à la question ci-dessus, il est important de noter les points suivants issues de la norme ASTM F2004-05 :

- point 5.3: « Cette méthode est utile pour le contrôle de la qualité, l'acceptation des spécifications et les tests. »
- point 5.4: « Les températures de transformation obtenues grâce à la calorimétrie différentielle à balayage (DSC) ne sont pas en accord avec les résultats obtenus par d'autres procédures en raison de l'influence de la déformation et de la charge au cours de la transformation. »

L'American Society for Testing and Materials (ASTM) indique que les résultats de DSC ne sont pas similaires aux valeurs obtenues par les autres méthodes ! Si les fils en AMF sont déformés, il faut déterminer ces températures de transformation en choisissant la méthode qui va assurer des conditions similaires aux essais réels.

5.1.2. Tests dilatométriques

En prenant en compte les recommandations de la norme ASTM F2004 [N-1], nous avons décidé de vérifier les températures de transformation de phases en utilisant une méthode différente de la calorimétrie différentielle à balayage. A cet effet, on a choisi la méthode dilatométrique. Les résultats de mesure sont présentés sous la forme de "dilatogramme", c'est-à-dire le diagramme représentant la variation de la dimension linéaire du matériau testé en fonction de la température ou du temps. La plupart des dilatomètres ont une possibilité pour réduire au minimum l'influence de l'atmosphère ambiante durant les tests grâce à l'utilisation par exemple de l'argon, de l'azote ou de l'hélium [26]. Pour le test, nous avons choisi l'hélium comme environnement dans lequel le test dilatométrique est effectué.

Dans le cas des AMF, durant le changement de température, on suit la modification du réseau cristallin dans l'AMF à partir du changement de longueur. Si il y a une transformation $A \rightarrow M$, on observe une augmentation de longueur de l'éprouvette et inversement pour la transformation inverse. Les tests conduits sur machine dynamométrique permettent de déterminer précisément les relations entre les températures de transformation et le coefficient de dilatation thermique, etc.

Des tests dynamométriques ont été effectués à l'Institut de l'Ingénierie des Matériaux de la Faculté de Génie Mécanique à Politechnika Krakowska. On utilise un dilatomètre horizontal DIL 402C Netzsch. Comme environnement dans la machine, on utilise l'atmosphère protectrice de l'hélium. La vitesse de chauffage et de refroidissement de l'éprouvette est 10 K/min. Un fragment de fil de longueur L , à déformation nulle et sous une

très petite force initiale (voir tableau 5-2), est soumis à la procédure suivante :

- chauffage à la vitesse de 10°C / min, de la température ambiante jusqu'à +100 °C ;
- refroidissement à la vitesse de 10°C / min, de la température +100°C jusqu'à –100°C ;
- chauffage à la vitesse de 10°C / min, la température -100 °C do jusqu'à +100 °C;
- refroidissement à la vitesse de 10°C / min, de la température +100°C jusqu'à -100°C;
- chauffage à la vitesse de 10°C / min, jusqu'à la température +50°C.

Tableau 5-2. Longueurs des échantillons utilisés pour le test dilatométrique.

No.	Type d'AMF	L [mm]	Force initiale [N]
1	Ni – Ti 1 mm	5,066	0,3
2	Ni - Ti 2 mm	14,919	0,3
3	Ni - Ti 3 mm	15,015	0,3
4	Cu - Al - Be 2 mm	15,079	0,3

La procédure graphique de détermination des températures de transformation est analogue à celle de la méthode DSC. Les changements de phases dans l'AMF se présentent sous la forme d'inflexions des "courbes dilatométriques". Sur la figure 5.2a est montré un exemple de dilatogramme pour l'alliage Cu – Al – Be de diamètre 2 mm. C'est le diagramme de dépendance du changement de longueur en fonction de la température. Grâce au zoom sur une partie du dilatogramme (voir fig. 5.2 b), on observe des points d'inflexions de la courbe dilatométrique, et on peut déterminer les quatre températures de transformation caractéristiques. Le début de la transformation $M \rightarrow A$ a lieu au point A_s , où la courbe est déviée à partir de la direction de la tangente selon la direction du chauffage. La fin de cette transformation est donnée par A_f où le pic sur le diagramme est fini. La détermination du début de transformation $A \rightarrow M$, qui se produit au cours du refroidissement, est montrée sur la fig. 5.2 b.

La fin de la transformation se situe au point d'inflexion du dilatogramme. Tous les dilatogrammes obtenus durant les tests sont présentés dans la section 10.3. Par contre les valeurs de température M_f , M_s , A_s et A_f sont résumées dans le tableau 5-2.

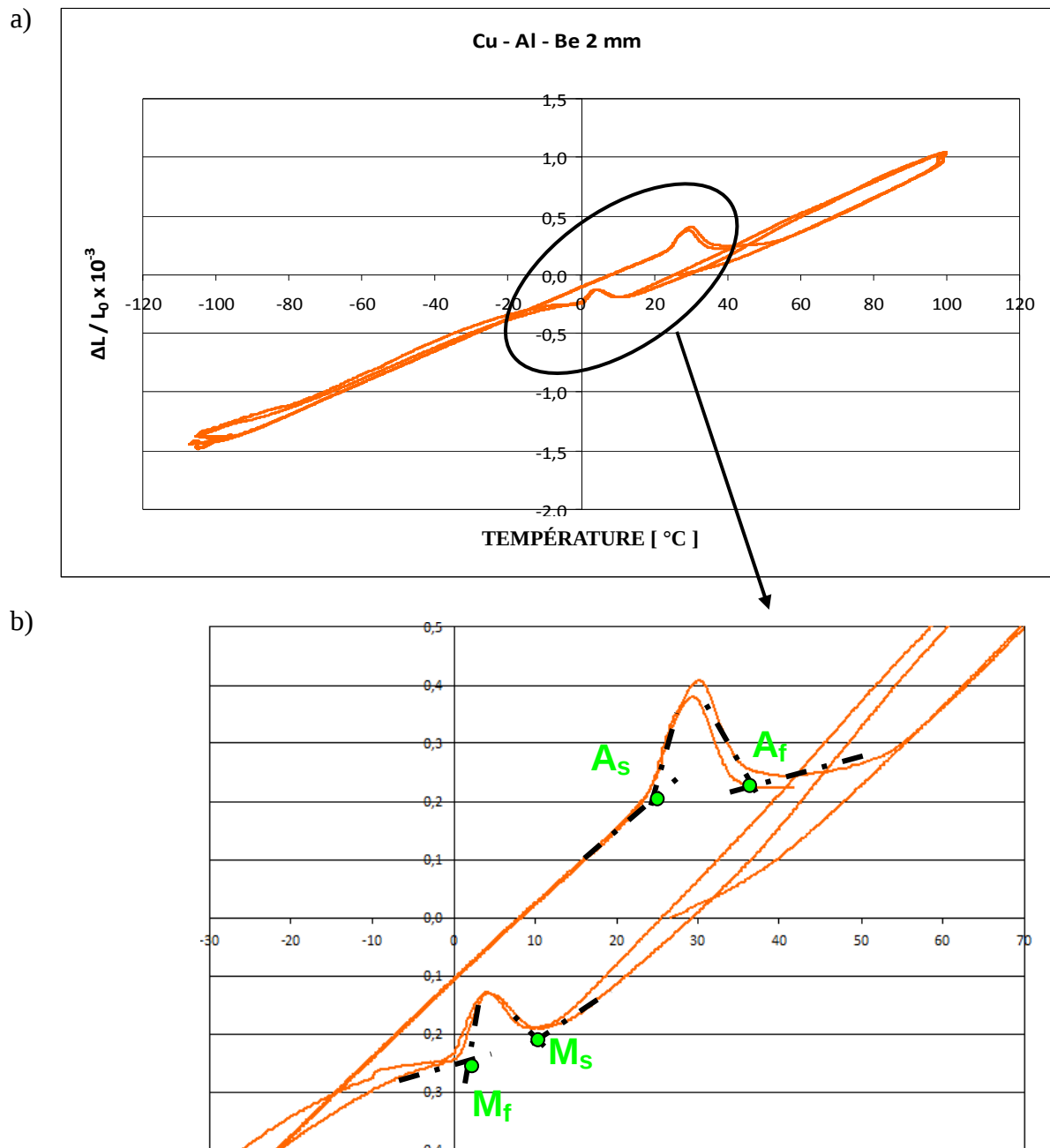


Fig. 5.2. Résultats des tests dilatométriques : a) dilatogramme pour l'AMF Cu – Al – Be 2 mm; b) zoom autour des pics de la courbe dilatométrique.

Les températures issues des tests dilatométriques ont des valeurs plus élevées. La comparaison des résultats obtenus a été faite sur l'exemple décrit ci-dessus. Le début de la transformation de la martensite à l'austénite est à la température +24,7°C, c'est à dire 19,9 °C plus haut que la valeur du test DSC. La différence entre les résultats des deux tests pour la température A_f est égale à 15,9°C.

Le test dilatométrique est une méthode appropriée pour déterminer les températures de transformation dans les AMF parce que cette méthode est similaire à la manière d'utiliser ces matériau au cours de la précontrainte du béton (voir suite du travail). Au cours de

l'enregistrement des mesures, le phénomène considéré est le changement de longueur de fil qui se produit pendant le chauffage / refroidissement du matériau.

Comme confirmation de la justesse des résultats dilatométriques, on peut effectuer une expérience simple : c'est-à-dire prédéformer une éprouvette et ensuite la chauffer jusqu'à une température plus haute que la température A_s . Après le dépassement de la température A_s , pour activer la transformation du réseau cristallin de la martensite en austénite, on observe le raccourcissement du fil (retour à la dimension initiale).

5.1.3. Procédure générale pour tester les propriétés des matériaux AMF

Les propriétés des AMF sont dépendantes de la composition chimique de l'alliage. Un petit changement dans la composition de l'alliage crée un changement des propriétés mécaniques. Il est nécessaire d'effectuer des études de base des propriétés pour chaque AMF utilisé afin de déterminer : son module d'Young, la déformation résiduelle qui reste après une prédéformation, ainsi que la contrainte critique à laquelle la transformation martensitique commence, etc.

La procédure de réalisation des essais a été définie à partir de la référence [9]. Les tests sont faits sur des éprouvettes dont la longueur entre les mors de la machine de traction est égale à $L_0 = 12$ cm. Les étapes liées à cette procédure sont :

- On refroidit une éprouvette de fil d'AMF jusqu'à une température en dessous de M_s et ensuite on la chauffe à la température $+100^\circ\text{C}$ dans une enceinte thermique. Grâce à ce processus, on obtient le fil dans un état « austénite pure » ;
- On place le fil AMF entre les mors d'une machine de traction Zwick 1455 20kN;
- On charge le fil jusqu'à une quantité prédéterminée de déformation : $\Delta\varepsilon = 6\%$ pour l'alliage Ni - Ti et $\Delta\varepsilon = 6, 7$ et 8% pour l'alliage Cu - Al - Be avec une vitesse stable égale à $1,2$ mm / min. Puis on décharge le fil pour revenir à une contrainte quasi nulle. Durant cette étape, il y a un enregistrement des déformations résiduelles qui restent dans le fil après déchargement. On note qu'il y a une réorientation de la martensite durant l'étirement du fil. Il est créé une martensite orientée qui peut être utilisée pour la création de contrainte dans le fil bloqué à ses extrémités ;
- On bloque le déplacement des mors dans la machine de traction de manière à ce qu'il n'y ait pas de possibilité de changement de longueur dans le fil. On chauffe l'éprouvette, ce qui crée une augmentation des contraintes dans le fil.

5.1.4 Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm

Pour déterminer les valeurs de module d'Young, de la contrainte critique et de la déformation résiduelle dans le fil Ni - Ti de diamètre 1 mm, on a réalisé les trois premiers points de la procédure décrite dans la section 5.1.3. La température à laquelle on travaille est égale +15°C. Les fils d'AMF avant test sont à l'état austénitique.

L'effet de chargement et déchargement est présenté sur le fig. 5.3 sous la forme d'un diagramme contrainte – déformation.

La visualisation de la dépendance de la contrainte en fonction du temps (fig. 5.3) donne également des informations très importantes sur la contrainte résiduelle dans le matériau. En suivant la courbe, on voit les quatre étapes d'essai (issues de la procédure). Au début, la contrainte dans le fil augmente linéairement au cours de la traction du fil. Ensuite, l'augmentation de la contrainte est nettement plus faible – c'est la représentation de la transformation martensitique qui se produit dans l'éprouvette. La troisième étape consiste en un déchargement (contrainte revenue à zéro). En faisant l'analyse de la contrainte en fonction du temps, on arrive au plus important et au dernier point de cette étude : c'est le chauffage puis refroidissement du fil en Ni – Ti. L'augmentation de la température provoque une augmentation rapide du niveau de contrainte. Quand le matériau revient à la température ambiante, on peut remarquer une relaxation de la contrainte et ensuite une stabilisation à 202 MPa. Cette contrainte est nommée « contrainte résiduelle » σ_{res} .

On lit les paramètres suivants pour le fil Ni – Ti de diamètre 1 mm :

- module d'Young $E = 34,7 \text{ GPa}$;
- contrainte critique $\sigma_{cr} = 244 \text{ MPa}$;
- contrainte maximale $\sigma_{max} = 269 \text{ MPa}$;
- déformation résiduelle $\varepsilon_{res} = 5,14 \%$;
- contrainte résiduelle $\sigma_{res} = 202 \text{ MPa}$.

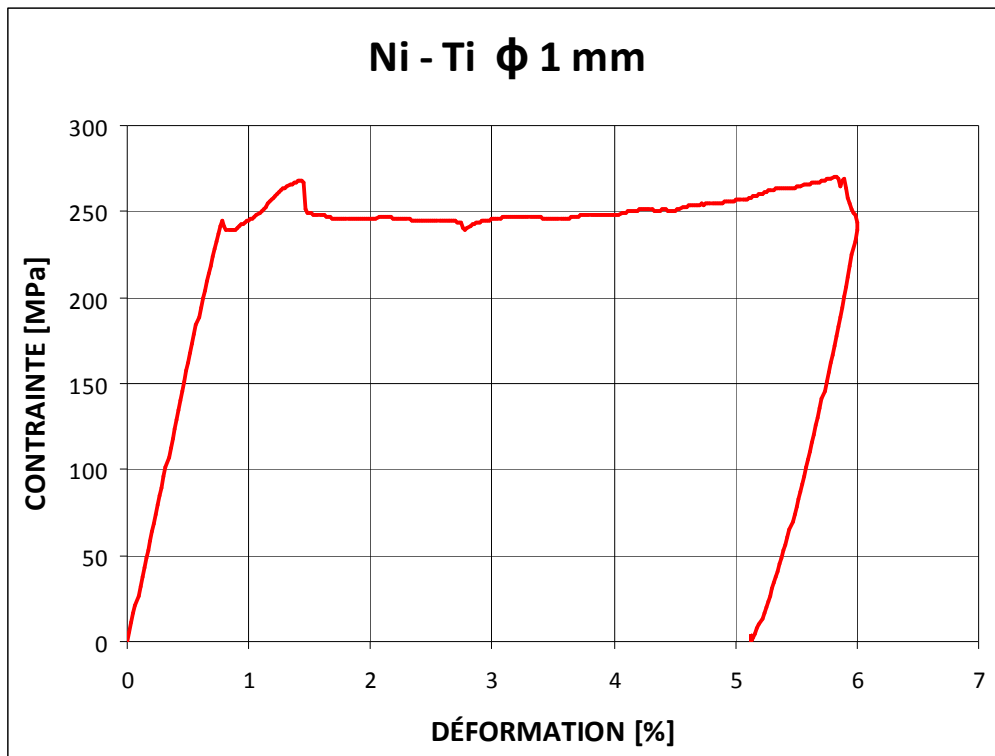


Fig. 5.3. Diagramme contrainte - déformations pour le fil Ni - Ti de diamètre 1 mm.

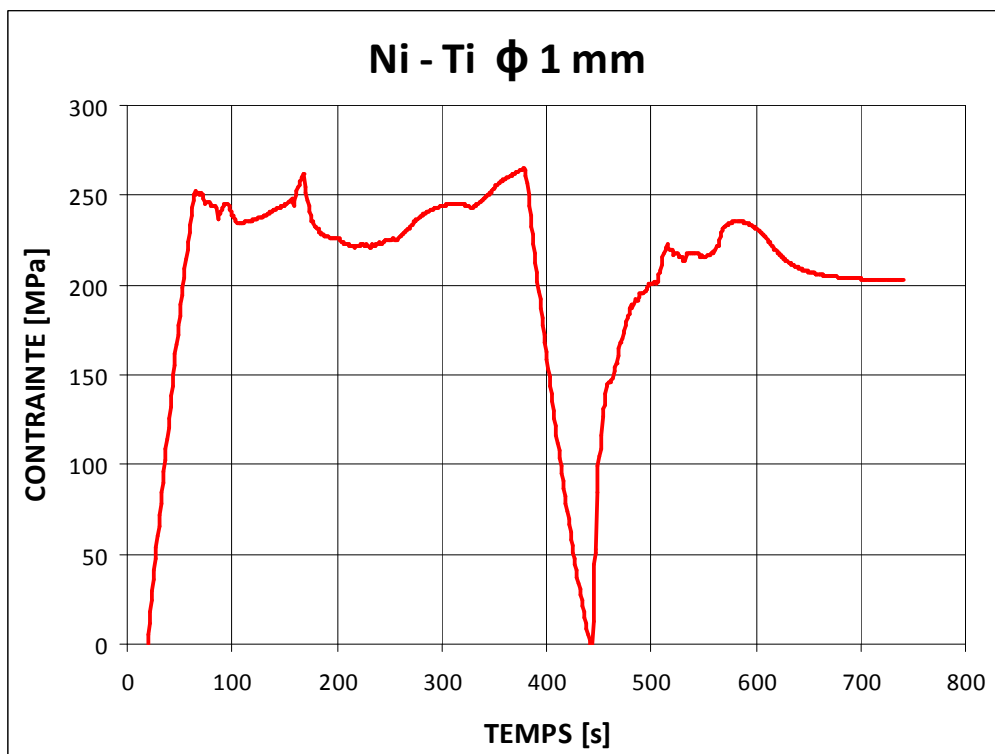


Fig. 5.4. Diagramme contrainte - temps pour le fil Ni - Ti de diamètre 1 mm.

5.1.5. Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 2 mm.

Les tests effectués sont analogues à ceux de la section 5.1.4. Les figures 5.5 et 5.6 montrent les résultats.

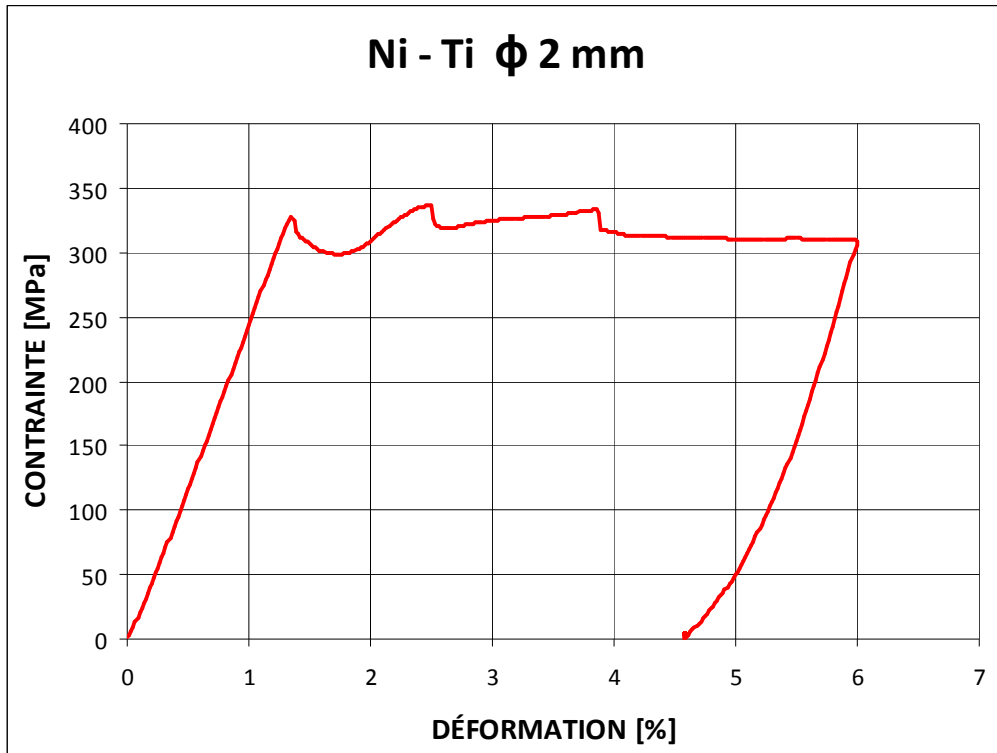


Fig. 5.5. Diagramme contrainte -déformation pour Ni – Ti de diamètre 2 mm.

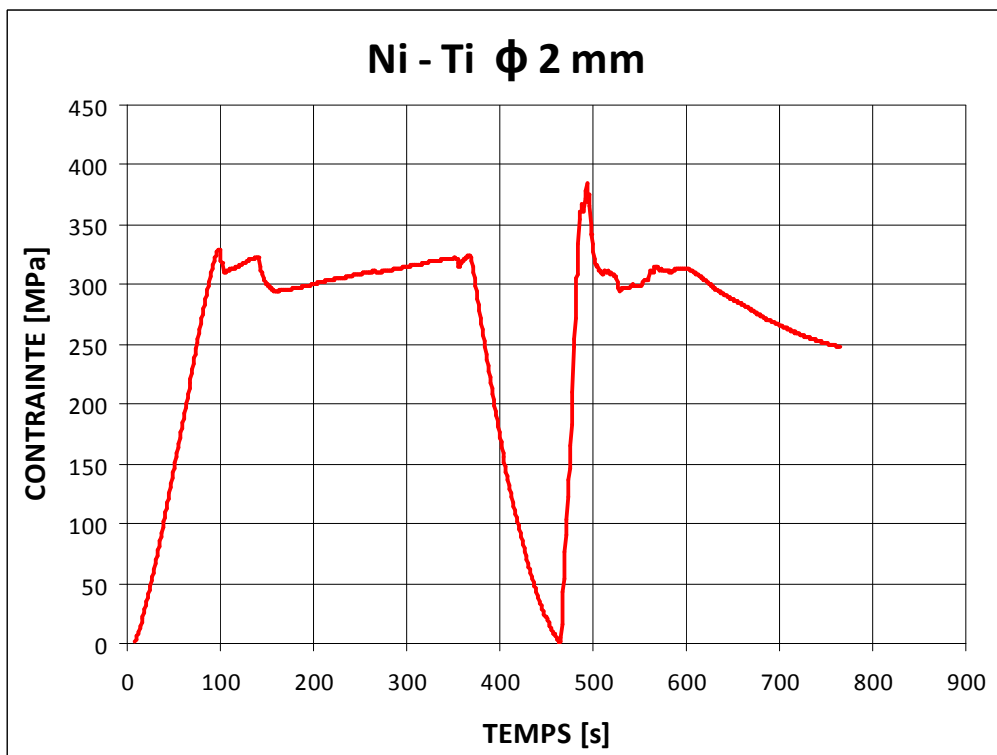


Fig. 5.6. Diagramme contrainte – temps pour le fil Ni – Ti de diamètre 2 mm.

On lit les paramètres suivants pour le fil Ni – Ti de diamètre 2 mm :

- module d'Young $E = 21,7 \text{ GPa}$;
- contrainte critique $\sigma_{cr} = 314 \text{ MPa}$;
- contrainte maximale $\sigma_{max} = 309 \text{ MPa}$;
- déformation résiduelle $\varepsilon_{res} = 4,57 \%$;
- contrainte résiduelle $\sigma_{res} = 248 \text{ MPa}$.

5.1.6. Propriétés mécaniques du fil Ni – Ti de diamètre 3 mm

Les tests effectués sont analogues à ceux de la section 5.1.4. Les figures 5.7 et 5.8 montrent les résultats. On lit les paramètres suivants pour le fil Ni – Ti de diamètre 3 mm :

- module d'Young $E = 15,4 \text{ GPa}$;
- contrainte critique $\sigma_{cr} = 307 \text{ MPa}$;
- contrainte maximale $\sigma_{max} = 336 \text{ MPa}$;
- déformation résiduelle $\varepsilon_{res} = 3,65 \%$;
- contrainte résiduelle $\sigma_{res} = 179 \text{ MPa}$.

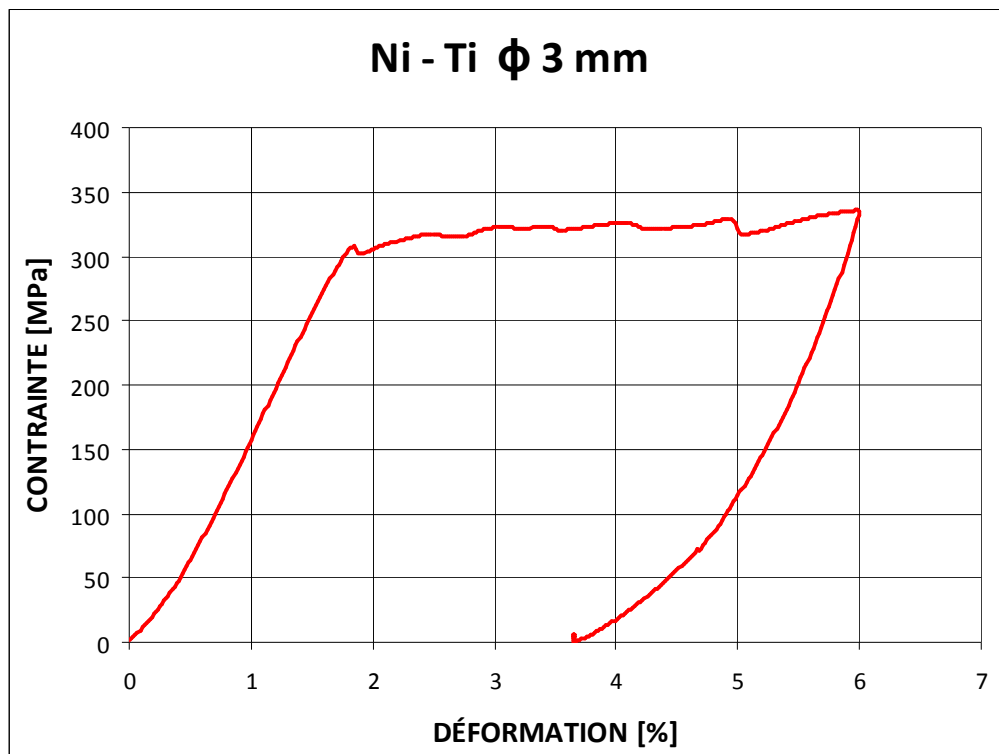


Fig. 5.7. Diagramme contrainte -déformation pour le fil Ni – Ti de diamètre 3 mm.

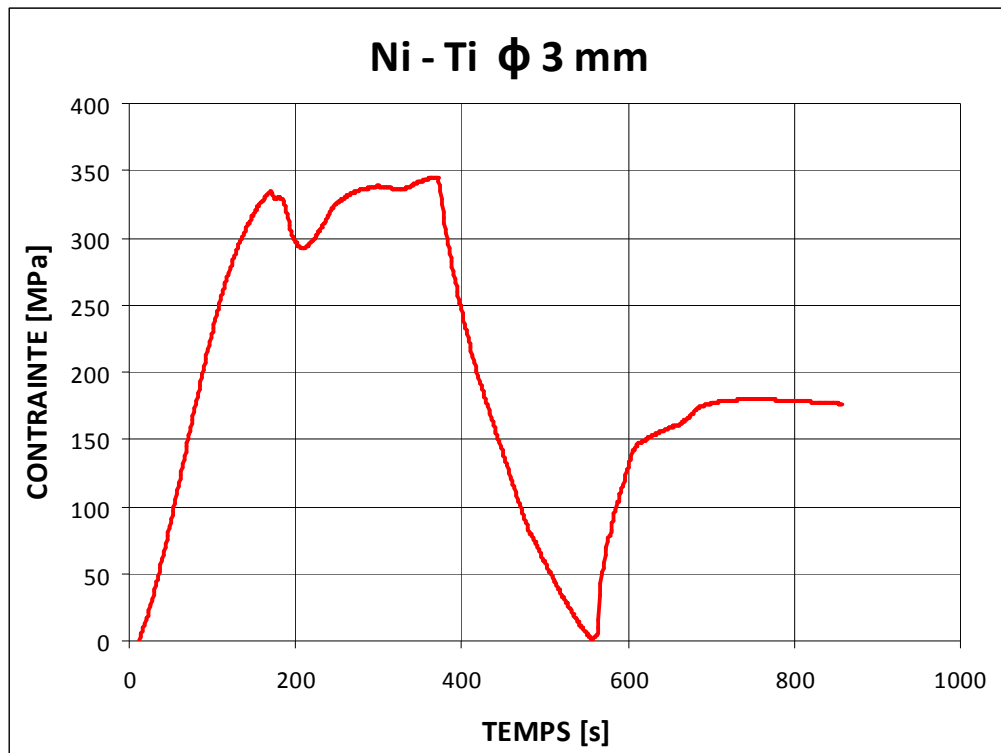


Fig. 5.8. Diagramme contrainte – temps pour le fil Ni – Ti de diamètre 3 mm.

5.1.7. Propriétés mécaniques du fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm

Comme dans le cas du fil en nickel-titane, les tests du fil Cu – Al – Be sont exécutés selon la procédure décrite dans la section 5.1.3 grâce à une machine de traction Zwick 1455 20 kN. Le but de cette partie est la détermination des propriétés mécaniques du fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm. La température à laquelle on travaille est égale +15°C.

Le module d'Young est trouvé égal à $E = 31,8$ GPa. Ensuite, pour déterminer la contrainte résiduelle dans le matériau, on a fait trois séries d'essais (trois tests pour chaque échantillon) avec différents niveaux de prédéformation pour les fils. On établit une procédure d'essai en se basant sur le diagramme contrainte – déformation (fig. 5.9). Des échantillons en état austénitique sont placés entre les mors de la machine de traction. Ensuite, les fils sont étirés jusqu'à 6%, 7% et 8%. Quand on a obtenu la valeur souhaitée d'allongement, le fil est déchargé. La prédéformation dans le matériau est maintenue en bloquant la traverse de la machine d'essais. Le fil Cu – Al – Be est ensuite chauffé jusqu'à la température +60 °C grâce à une source extérieure de chaleur. On observe une augmentation de la contrainte dans le fil sous déformation fixée. Des comportements identiques pour le fil Cu – Al – Be sont notés durant les tests décrits dans [51].

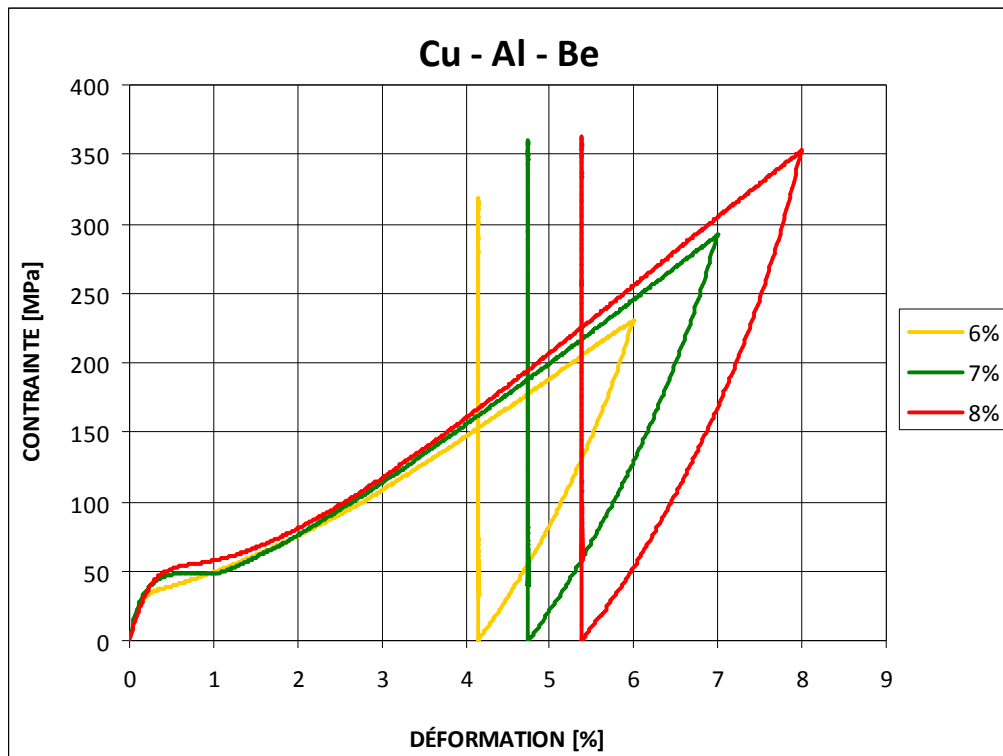


Fig. 5.9. Diagramme contrainte -déformation pour le fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm.

Après l'arrêt de la source de chaleur, les mesures continuent pendant 1000 s pour observer ce qui se passe au niveau de la contrainte dans le fil. Le refroidissement du fil jusqu'à la température ambiante est présenté sur le diagramme contrainte – temps (fig. 5.10). Quand la température de l'éprouvette revient à +15°C, on voit une diminution rapide de la contrainte.

La résistance en traction a été aussi mesurée dans la phase « haute température ». Pour obtenir 100% d'austénite dans le fil, on le chauffe jusqu'à +100 °C. Une éprouvette a été soumise à un essai statique de traction, réalisé jusqu'à rupture. On a obtenu une résistance à la rupture égale à 737 MPa et un allongement à rupture de 23%. La dépendance de la contrainte à la déformation dans l'échantillon est non linéaire : voir fig. 5.11.

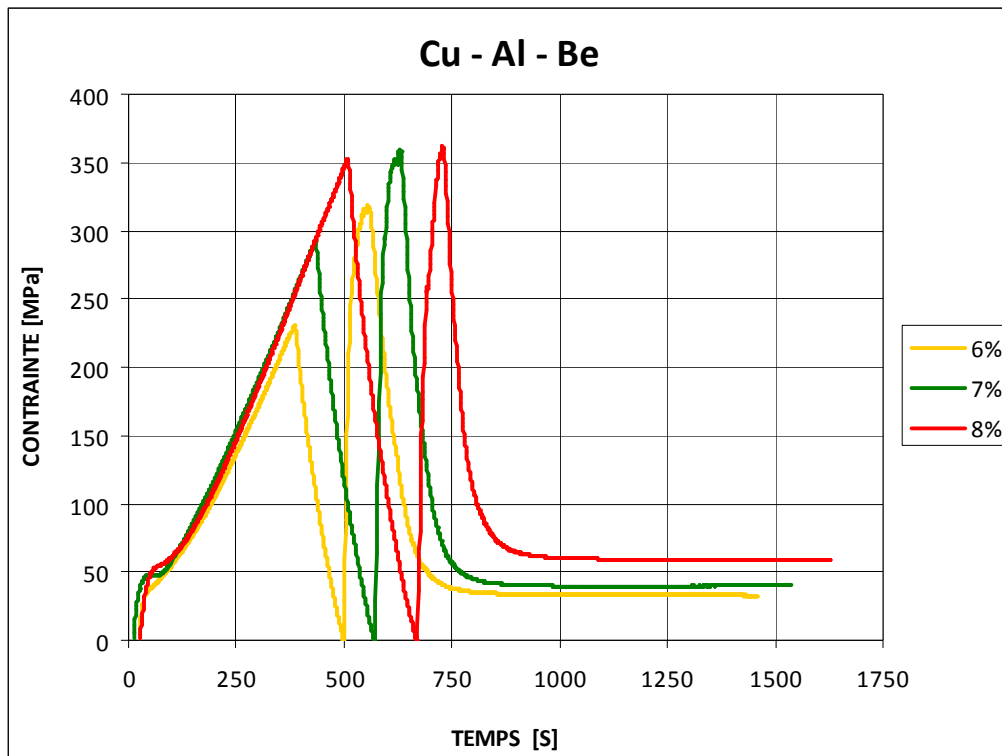


Fig. 5.10. Diagramme contrainte – temps pour le fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm pour trois niveaux de prédéformation [31].

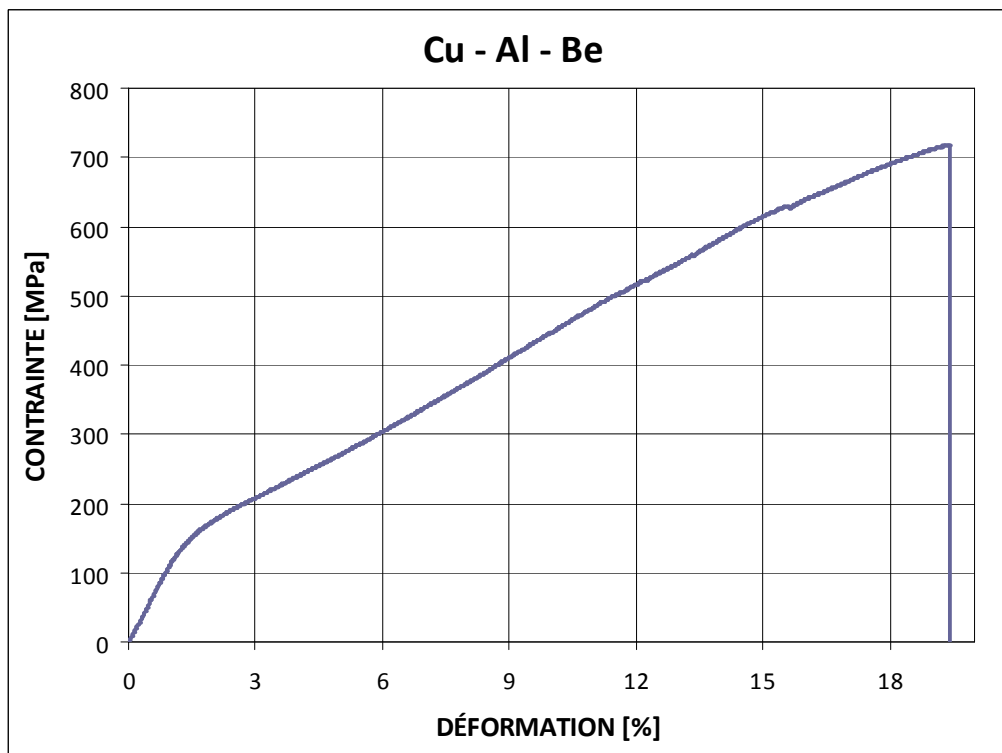


Fig. 5.11. Détermination de la résistance à la traction pour le fil Cu – Al - Be de diamètre 2 mm [31].

5.1.8. Dépendance à la température dans le fil AMF produit par effet Joule

On peut obtenir différentes températures dans le fil d'AMF par effet Joule. C'est un effet thermique qui se produit lors du passage d'un courant électrique dans un conducteur – ici le fil d'AMF. Il se manifeste par une augmentation de l'énergie interne du conducteur et généralement de sa température. Ce comportement s'exprime par la formule (12) :

$$Q = R \cdot I^2 \cdot t \quad (12)$$

avec :

Q – quantité de la chaleur;

I – intensité du courant électrique ;

R – résistance électrique du conducteur ;

t – temps de passage du courant.

On a testé les fils AMF en Ni-Ti et Cu-Al-Be de diamètres différents. Pour chaque éprouvette, on a mesuré l'intensité I [A], le voltage U [V] et la différence de température. A l'aide de loi d'Ohm, on a ensuite calculé la puissance P [W] et la résistance du fil R [Ω]. Enfin, on a tracé relation obtenue entre la température et la puissance pour chaque fil d'AMF.

5.1.8.1. Fil Ni - Ti de diamètre 2 mm

La longueur totale du fil testé est égale à $L = 200$ mm. Avant utilisation, le fil a été préchauffé dans une enceinte thermique jusqu'à 80°C (l'échantillon est alors dans l'état austénitique) et il a été peint en noir pour l'assimiler à un corps noir vis à vis de la caméra thermique utilisée pour les mesures.

Tableau 5-3. Résultats d'essais pour le fil Ni –Ti de diamètre 2 mm.

No	I [A]	U [V]	ΔT [$^{\circ}\text{C}$]	R [Ω]	P [W]
1	0,00	0,000	0,00		0,000
2	1,00	0,097	1,58	0,097	0,097
3	3,01	0,288	14,2	0,096	0,867
4	4,04	0,379	22,2	0,094	1,531
5	5,02	0,469	35	0,093	2,354
6	6,51	0,603	55,20	0,093	3,926
7	8,00	0,737	78,38	0,092	5,896
8	9,51	0,853	100,98	0,090	8,112

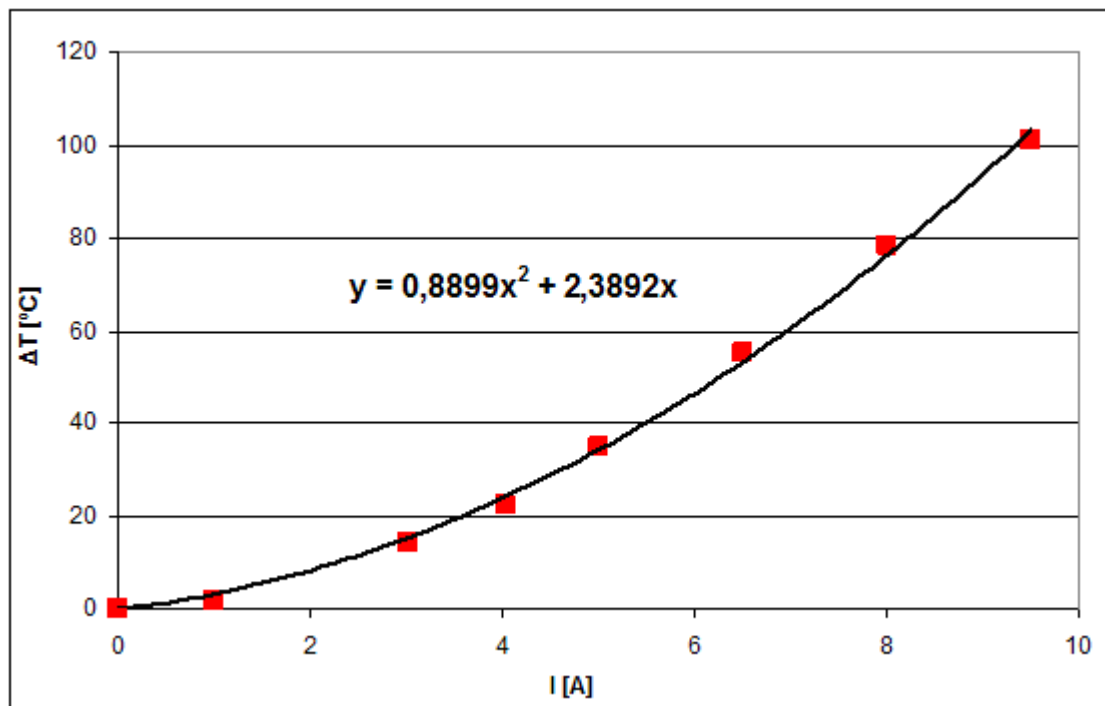


Fig. 5.12. Différence de température en fonction de l'intensité pour le fil Ni –Ti de diamètre 2 mm.

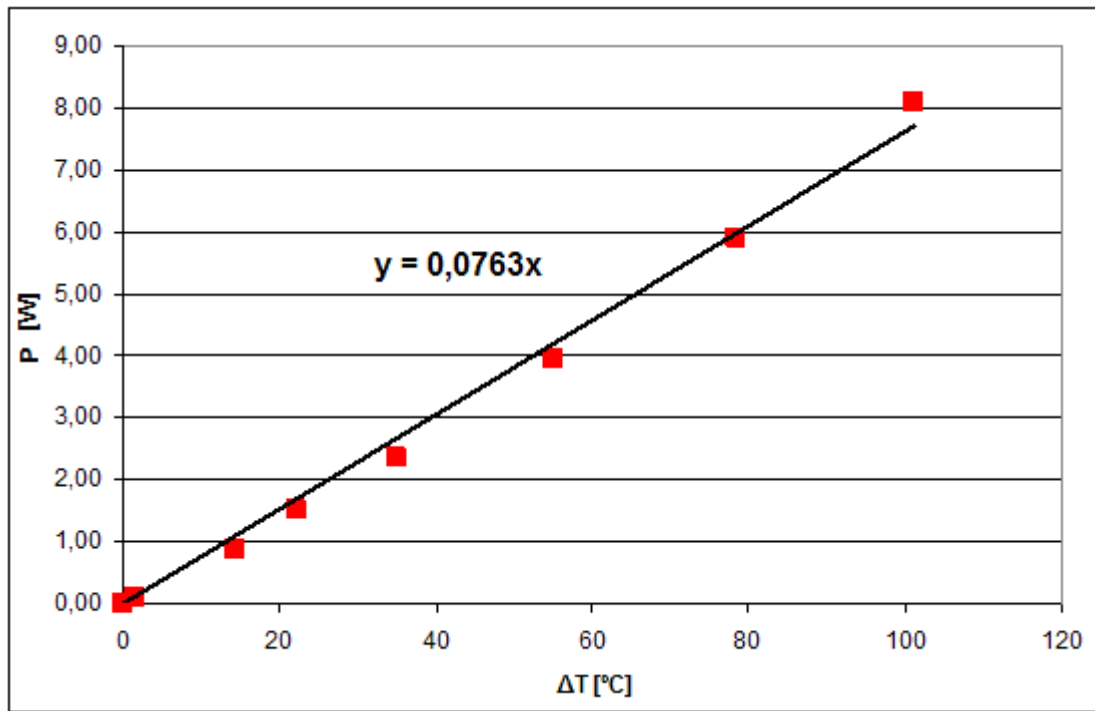


Fig. 5.13. Puissance en fonction de la différence de température pour le fil Ni –Ti de diamètre 2 mm.

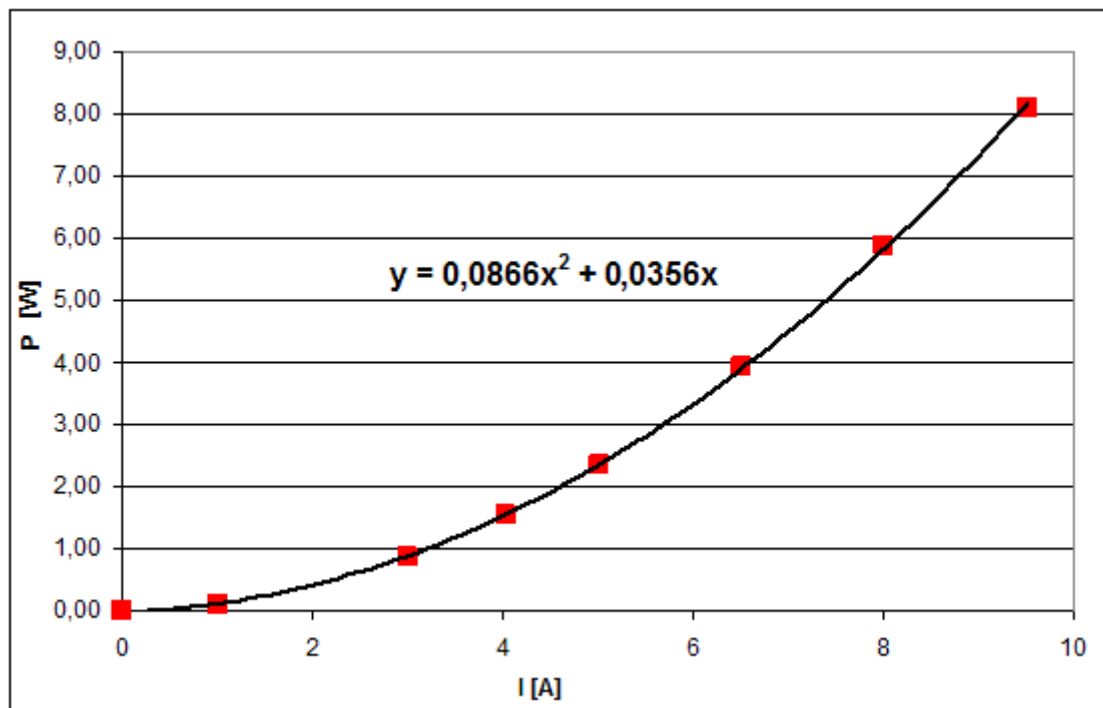


Fig. 5.14. Puissance en fonction de l'intensité pour le fil Ni –Ti de diamètre 2 mm.

5.1.8.2. Fil Ni – Ti de diamètre 3 mm

La longueur totale du fil testé est ici aussi égale à $L = 200$ mm. Avant utilisation, le fil a été préchauffé dans une enceinte thermique jusqu'à 80°C (l'échantillon est alors dans l'état austénitique) et il a été peint en noir pour l'assimiler à un corps noir vis à vis de la caméra thermique utilisée pour le mesures.

Tableau 5-4. Résultats d'essais pour le fil Ni –Ti de diamètre 3 mm.

Lp	I [A]	U [V]	ΔT [$^{\circ}\text{C}$]	R [Ω]	P [W]
1	0,00	0,000	0,00		0,000
2	2,02	0,057	2,15	0,028	0,115
3	4,02	0,114	9,37	0,028	0,458
4	6,00	0,171	19,04	0,029	1,026
5	8,03	0,229	32,20	0,029	1,839
6	9,00	0,256	39,40	0,028	2,304
7	10,08	0,287	47,50	0,028	2,893

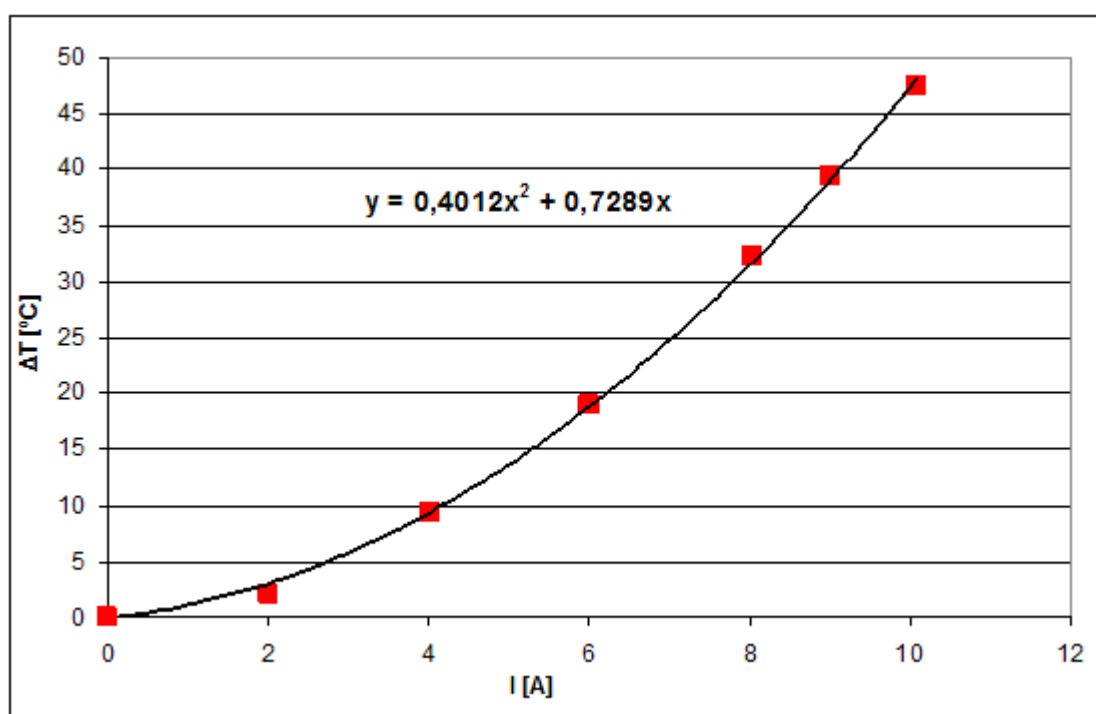


Fig. 5.15. Différence de température en fonction de l'intensité pour le fil Ni – Ti de diamètre 3 mm.

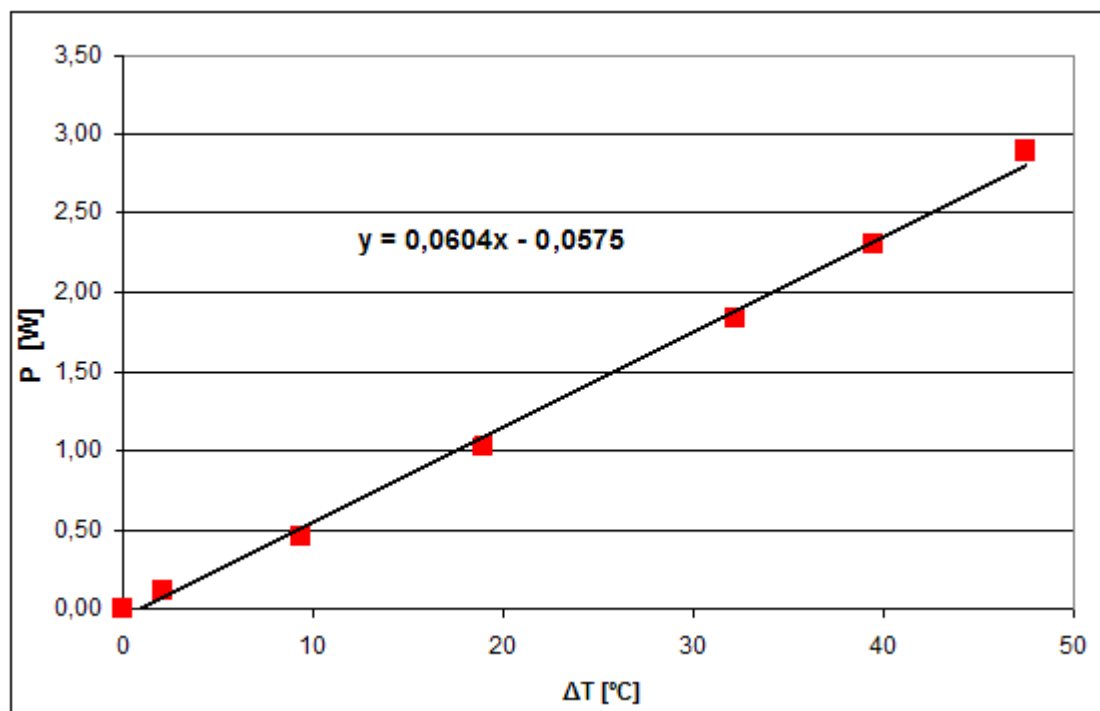


Fig. 5.16. Puissance en fonction de la différence de température pour le fil Ni –Ti de diamètre 3 mm.

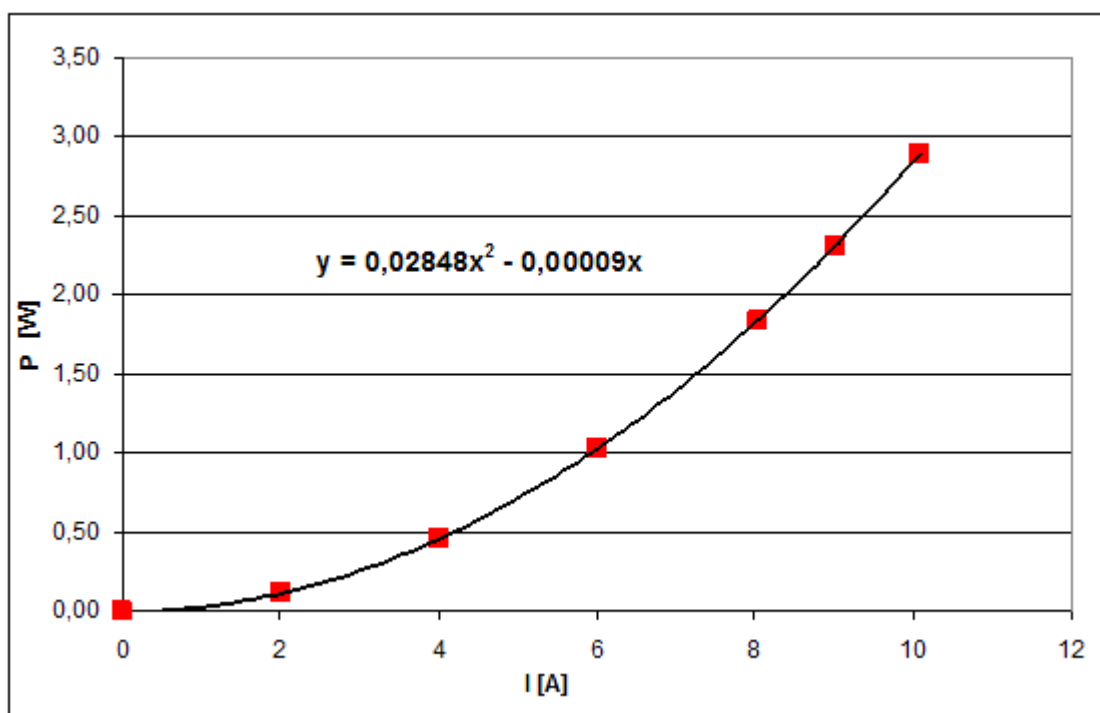


Fig. 5.17. Puissance en fonction de l'Intensité pour le fil Ni –Ti de diamètre 3 mm.

5.1.8.3. Fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm

La longueur totale du fil testé est ici aussi égale à $L = 200$ mm. Avant utilisation, le fil a été préchauffé dans une enceinte thermique jusqu'à 80°C (l'échantillon est alors dans l'état austénitique) et il a été peint en noir pour l'assimiler à un corps noir vis à vis de la caméra thermique

Tableau 5-5. Résultats d'essais pour le fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

No	I [A]	U [V]	ΔT [$^{\circ}\text{C}$]	R [Ω]	P [W]
1	0,00	0,000	0,00		0,000
2	0,51	0,003	0,00	0,006	0,002
3	1,00	0,006		0,006	0,006
4	3,03	0,017	0,98	0,006	0,052
5	4,03	0,023	2,14	0,006	0,093
6	5,00	0,029	3,51	0,006	0,145
7	6,00	0,035	4,93	0,006	0,210
8	7,03	0,041	7,04	0,006	0,288
9	8,00	0,046	8,86	0,006	0,368
10	9,00	0,052	11,02	0,006	0,468
11	10,10	0,059	13,63	0,006	0,596

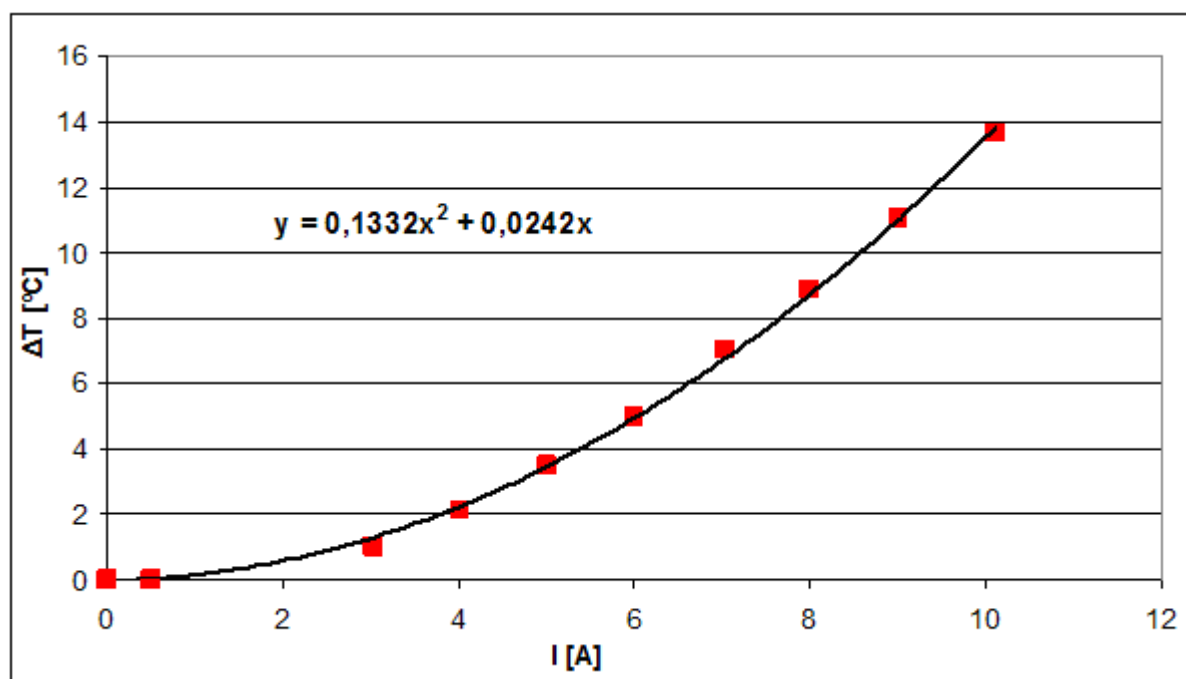


Fig. 5.18. Différence de température en fonction de l'intensité pour le fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

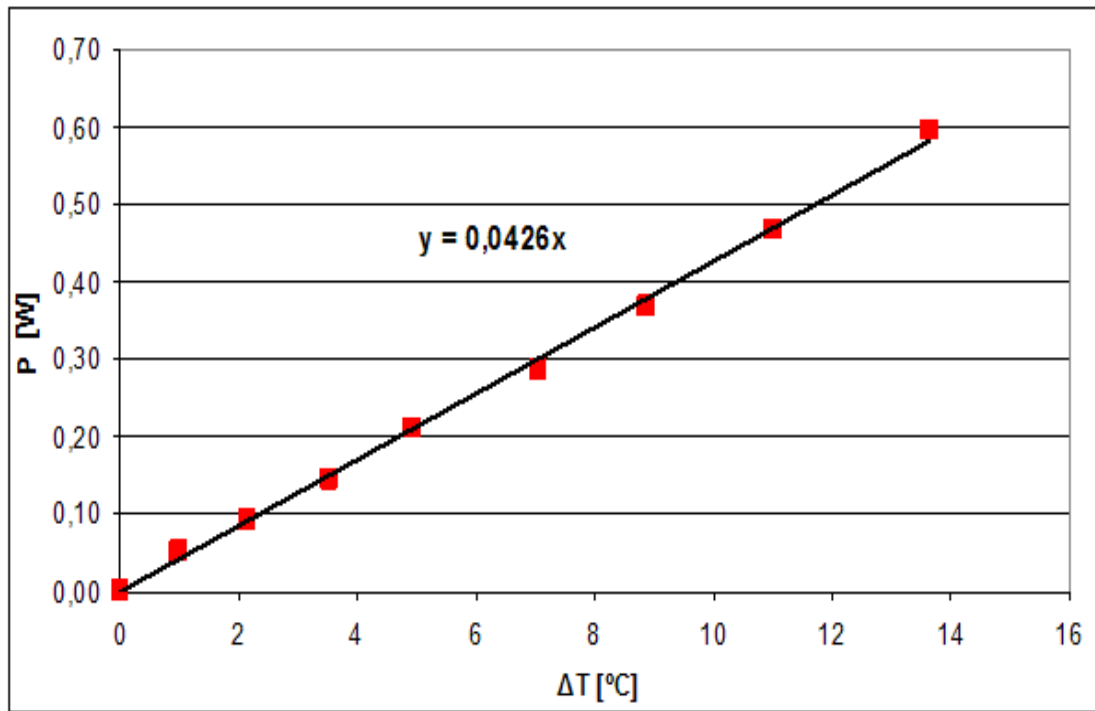


Fig. 5.19. Puissance en fonction de la différence de température pour le fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

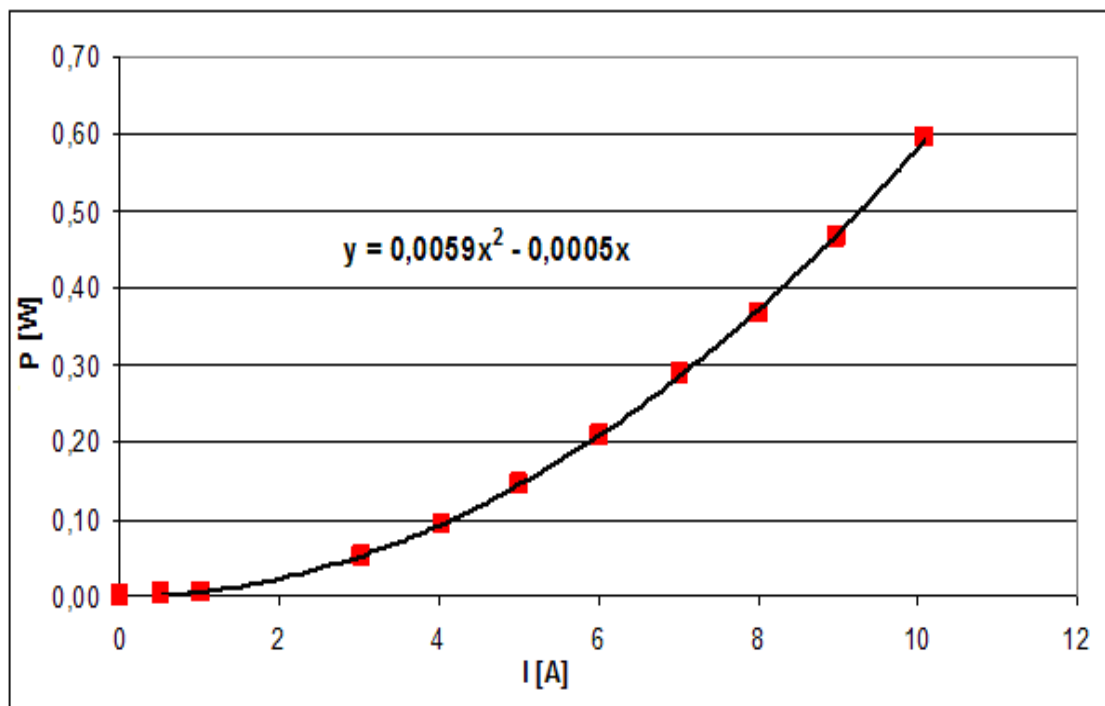


Fig. 5.20. Puissance en fonction de l'intensité pour le fil Cu - Al -Be de diamètre 2 mm.

5.2. Éprouvettes pour les tests - description

5.2.1. Préparation des éléments en béton pour les essais

Un plan de recherche a été élaboré avec deux types d'échantillons en béton : des éléments cylindriques creux et des poutrelles. Pour produire les cylindres creux en béton, on a utilisé des coffrages en carton qui permettent d'obtenir des surfaces lisses et qui ont l'avantage d'être faciles à enlever. Les moules ont été préparés avec les dimensions suivantes :

- 3 tubes de diamètres intérieur et extérieur ϕ 150 – 200 mm, de longueur 500 mm
- 3 tubes de diamètres intérieur et extérieur ϕ 200 – 250 mm, de longueur 500 mm
- 3 tubes de diamètres intérieur et extérieur ϕ 250 – 300 mm, de longueur 500 mm

Les poutrelles en béton de dimensions 40 x 100 x 500 mm ont été fabriquées à l'aide de moules métalliques disponible au Laboratoire L-18 de l'Institut de Matériaux et des Structures à Politechnika Krakowska.

Pour la fabrication du béton, on a utilisé du ciment CEM I 32,5 R, du gravier de basalte de granulométrie 2 à 8 mm, du sable de rivière et de l'eau. La composition du béton est précisée ci-dessous :

Ciment	353,4 kg/m ³
Gravier	1202,6 kg/m ³
Sable	560,0 kg/m ³
Eau	213,2 l/m ³
Rapport E/C	0,6

Au cours du bétonnage, on a confectionné des éprouvettes cubiques 150 x 150 x 150 mm et cylindriques ϕ 150 x 300 mm pour déterminer la résistance à la compression, le module d'élasticité et la résistance à la traction uniaxiale du béton.

Le bétonnage a été réalisé le 22.07.2011 à Politechnika Krakowska. Après le coulage, les échantillons ont été vibrés sur une table vibrante. Ensuite, on les a couverts avec un sac en plastique. Après 7 jours, les moules ont été enlevés et les éprouvettes ont été conservées avec les précautions habituelles.

5.2.2. Propriétés mécaniques du béton

Les essais de propriétés mécaniques du béton ont été réalisés 55, 562 et 649 jours après le bétonnage. Les échantillons préparés de la manière décrite ci-dessus ont été pesés et

mesurés pour déterminer la densité du béton. La valeur moyenne de la densité du béton est égale à 2461 kg / m³. Les éprouvettes cylindriques ont été polies et surfacées à leurs deux extrémités avec une couche de soufre de manière à obtenir des surfaces lisses.

Une vue générale des matériels d'essais utilisés pour déterminer la résistance à la compression et à la traction uni-axiale ainsi que le module élastique du béton est donnée sur les fig. 5.23 et 5.24. Les données des éprouvettes et les résultats des essais sont présentés dans le tableau 5-6.

Tableau 5-6. Présentation des paramètres des éprouvettes.

No	Numéro	Masse [kg]	masse volumique [kg/m ³]	Force de compression [kN]	f _{c,cube} [MPa]	f _c [MPa]	Module d'Young [GPa]	Date
1	K1	8,275	2452	1085	48,22	-	-	14.09.2011
2	K2	8,345	2473	1050	46,67	-	-	
3	W1	13,295	2508	700	-	39,61	36,17	
4	W2	13,280	2505	740	-	41,88	36,55	
5	W3	13,035	2459	820	-	46,40	36,00	02.02.2013
6	K3	8,290	2456	1235	54,89	-	-	
7	K4	8,220	2436	1215	54,00	-	-	
No	Numéro	Masse [kg]	masse volumique [kg/m ³]	Force de traction [kN]	f _{ct,cube} [MPa]	f _{ct} [MPa]		Date
8	K5	8,260	2447	147,5	4,17	-	-	02.02.2013
9	K6	8,180	2424	141,5	4,00	-	-	
10	K7	8,225	2437	145,0	4,10	-	-	
11	W4	13,020	2456	51,5	-	4,41	-	30.04.2013
12	W5	13,251	2500	52,5	-	4,49	-	
13	W6	13,189	2488	51,8	-	4,43	-	

Le module d'élasticité du béton a été déterminé en utilisant la méthode simplifiée (échantillon W1) et le procédé complet (échantillons W2 et W3). Avant chaque essai de détermination du module d'Young, on a écrasé deux échantillons cubiques pour déterminer la résistance à la compression du béton. La valeur de la force de la compression à rupture donnée par ces tests a servi à déterminer la limite supérieure de la force appliquée à l'échantillon cylindrique lors de l'essai de mesure du module d'élasticité en compression (selon des recommandations de la norme DIN [61]). Pour trouver E_{cm}, on a pris deux niveaux de chargement : un niveau supérieur égal à $\sigma_G = 0,4f_{c,cyl}$ et un niveau inférieur égal à $\sigma_D = 0,5$ MPa. Le chargement est réalisé avec la machine de traction EDU 400. Pendant l'essai, la charge et la décharge ont été effectuées à une vitesse stable égale à 0,5 MPa/s.

Les mesures de déformation ont été effectuées en utilisant un extensomètre Demec avec une

base de mesure de 150 mm et une précision de $1,036 \times 10^{-5}$ (fig. 5.21). Le schéma de charge de l'échantillon est montré sur la fig. 5.22.

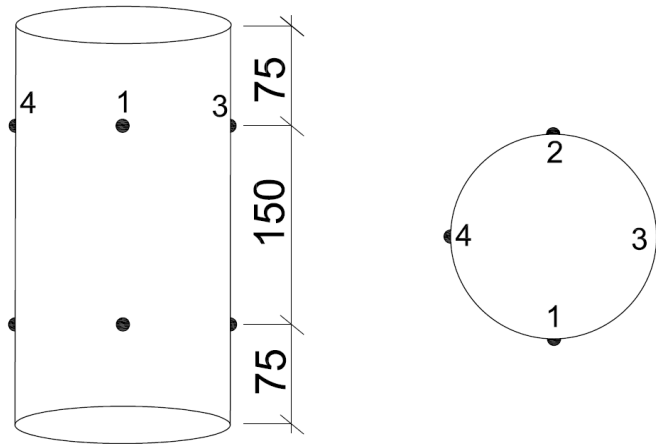


Fig. 5.21. Positions des repères sur la surface latérale des échantillons cylindriques.

Avant le test, on colle des repères de mesure (fig. 5.21) sur la surface latérale des échantillons cylindriques. Ces repères sont utilisés pour mesurer des déformations grâce à un extensomètre mécanique au cours de la compression axiale. Les mesures sont réalisées à l'aide d'un extensomètre Demec pour les deux valeurs de la contrainte $\sigma_D = 0,5$ MPa et $\sigma_G = 0,4f_{c,cyl}$ (selon la méthode décrite dans [61]). Le module d'élasticité E du béton (module d'Young) est défini comme la pente de la sécante du diagramme contrainte – déformation ($\sigma - \epsilon$) passant par 0,5 MPa et $0,4f_{c,cyl}$. La valeur du module d'élasticité est calculée pour chaque éprouvette à l'aide de la formule (13) suivante :

$$E_{cm} = (\sigma_G - \sigma_D) / (\epsilon_G - \epsilon_D) \quad (13)$$

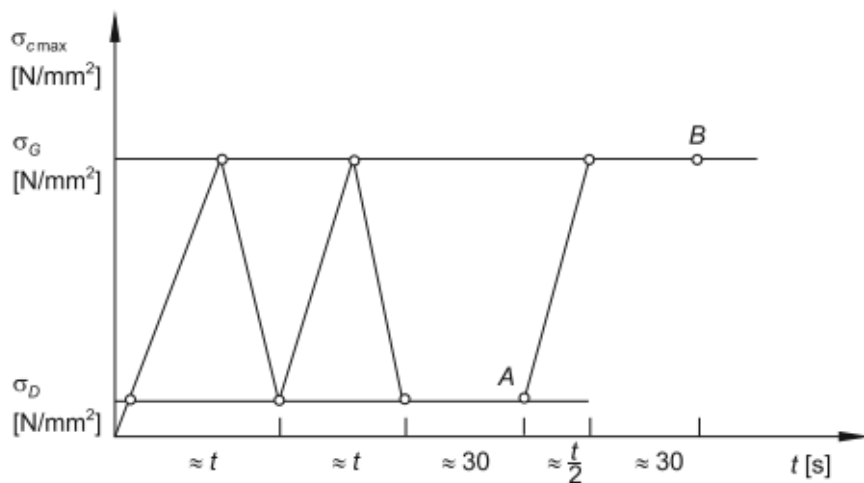


Fig. 5.22. Schéma de charge de l'échantillon.

a)



b)



c)

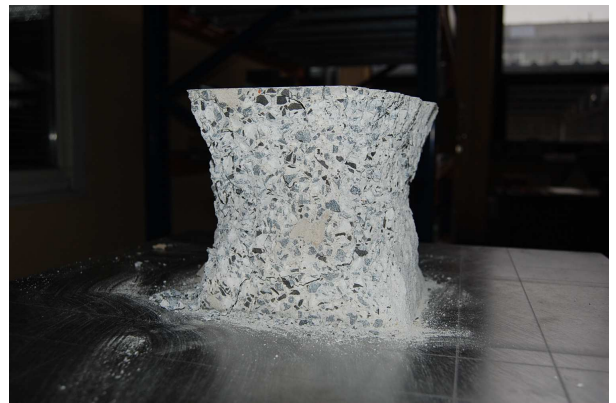


Fig. 5.23. Poste de travail : a) machine de traction EDU 400, b) éprouvette en cours d'essai, c) cube après le test de résistance à la compression.

a)



b)



Fig. 5.24. Test de comportement du béton : a) test de mesure du module d'Young b) test de la résistance à la traction axiale.

L'étude du module d'élasticité du béton à l'aide de la méthode complète permet de déterminer la valeur E_{cm} à cinq niveaux de charge: 0,2; 0,3; 0,4; 0,5 et 0,6 $f_{c,cyl}$. Les échantillons ont été chargés progressivement par incréments de 0,1 $f_{c,cyl}$ jusqu'à leur rupture complète. Pendant le chargement, une mesure de déformation a été effectuée pour chacun des niveaux de contrainte énumérés ci-dessus. L'évolution de la déformation du béton dans la direction longitudinale en fonction du niveau de chargement est montrée sur la fig. 5.25 pour les éprouvettes W2 et W3. La variation du module d'élasticité du béton, en fonction du niveau de chargement est représentée sur la fig. 5.26. La valeur moyenne de module d'Young a été déterminée pour trois éprouvettes à 0,4 $f_{c,cyl}$: elle est égale à **E = 36,24 GPa**.

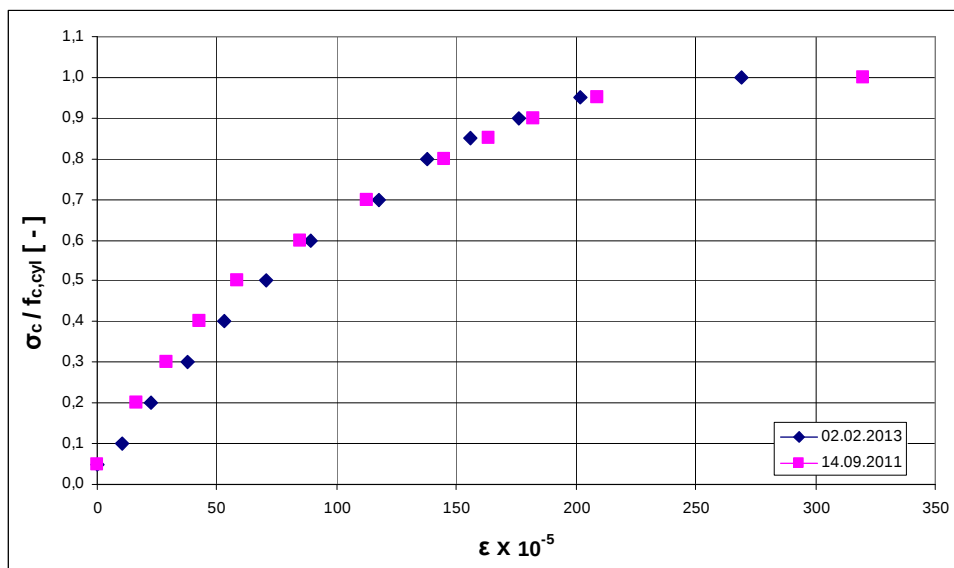


Fig. 5.25. Déformation longitudinale du béton en fonction du niveau de chargement (échantillons W2 et W3).

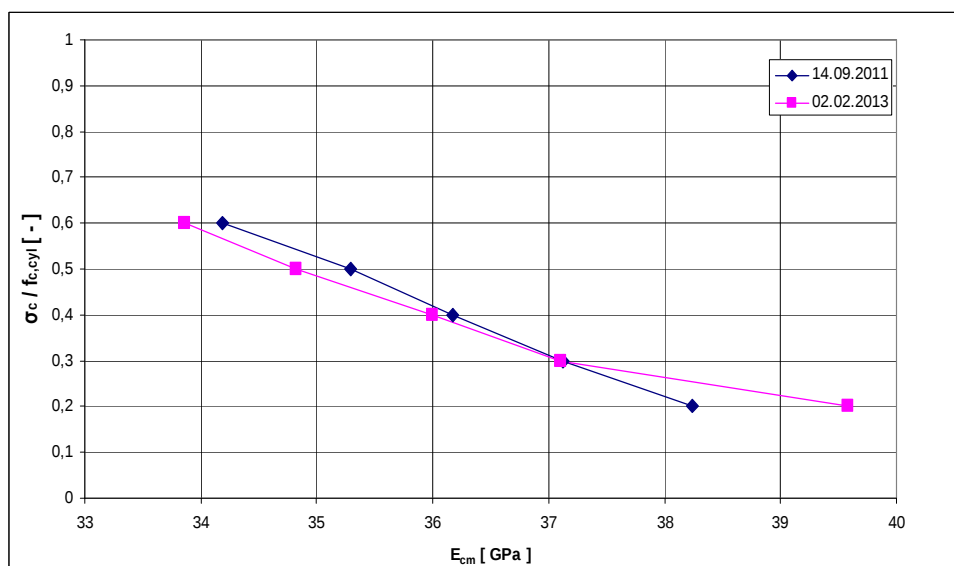


Fig. 5.26. Module d'élasticité du béton, en fonction du niveau de chargement (échantillons W2 et W3).

Une autre série d'essais, réalisée sur les échantillons cubiques, est le test de résistance du béton à la traction par fendage conduit selon PN-EN 12390-6:2001 [N-3]. Les cubes sont soumis à une force de compression appliquée selon deux lignes situées sur deux faces opposées. La contrainte de traction qui en résulte dans le plan perpendiculaire passant par ces deux lignes, provoque la rupture de l'échantillon par traction (fig. 5.27). La résistance à la traction en fendage est calculée selon (14):

$$f_{ct,spl} = 2F / (\pi d) \quad (14)$$

avec:

$f_{ct,spl}$ - résistance à la traction par fendage,

F - force maximale ;

d - dimension de la section transversale.

Les résultats de mesures et des calculs sont présentés dans le tableau 5-6. La valeur moyenne de résistance à la traction par fendage est égale à $f_{ct,spl} = 4,09 \text{ MPa}$.

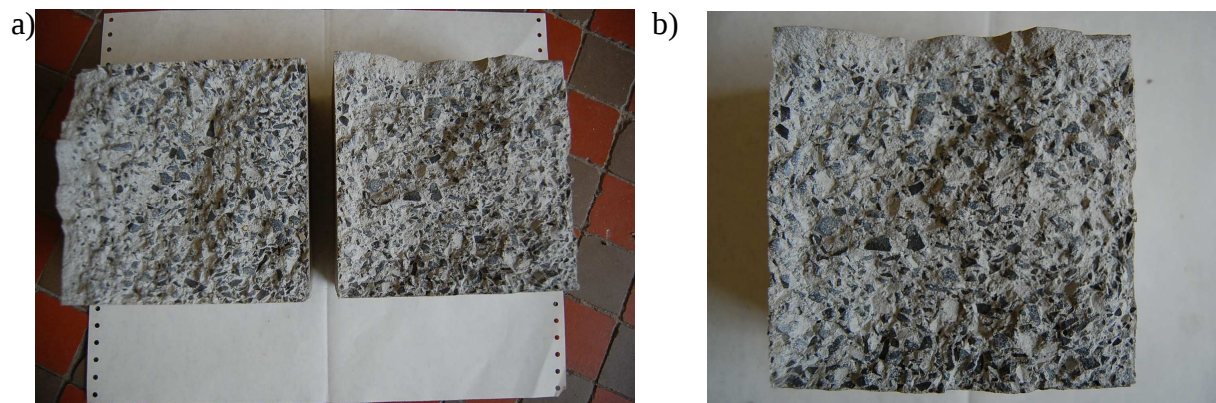


Fig. 5.27. Test de résistance à la traction par fendage sur cubes normalisés a) vue de dessus de la surface rompue b) zoom.

La résistance à la traction a également été déterminée par traction directe des échantillons cylindriques. Avant d'appliquer les têtes de traction axiales, chaque échantillon a été entaillé sur une profondeur de 15 mm et une largeur de 3 mm au milieu de sa longueur. La résistance à la traction axiale est calculée selon (15):

$$f_{ct} = F / A_c \quad (15)$$

avec: F - force de rupture ;

A_c - section dans la zone de rupture.

La rupture de chaque échantillon a eu lieu à mi-hauteur du cylindre (fig. 5.28), donc tous les résultats obtenus sont pris en compte pour trouver la résistance moyenne à la traction axiale du béton. Cette valeur est égale à $f_{ct} = 4,44 \text{ MPa}$.



a) b)
Fig. 5.28. Essai de résistance à la traction faite sur cylindres normalisés a) les deux fragments du cylindre rompu, après le test b) aspect de la section rompue à mi-hauteur.

5.2.3. Géométrie et équipements supplémentaire des éléments en béton

Les cylindres creux et les poutrelles en béton ont été fabriqués à l'Institut des Matériaux et Structures à Politechnika Krakowska. Leurs géométries sont décrites dans les sections suivantes.

5.2.3.1. Cylindres creux en béton

La fabrication des cylindres creux de longueur 0,5 m a été rendue possible grâce à l'utilisation de moules en carton "EXTRA RURA" qui permettent d'obtenir des surfaces extérieure et intérieure lisses immédiatement après décoffrage des éprouvettes. Les moules en carton sont solidarisés par une cage métallique formée d'un côté par un fond carré et de l'autre par un écrou en forme de croix, reliés par une tige. Tous les éléments sont vissés, ce qui assure la rigidité du coffrage et empêche tout mouvement relatif des cartons interne et externe. Dans chaque moule, on a placé six vis M8 disposées selon les schémas présentés dans la section 10.4. La fonction de ces vis est de permettre l'ancrage des fils d'AMF (fig. 5.29).



Fig. 5.29. Cylindres creux juste après décoffrage.

Après le remplissage des moules par le béton, on les a placés sur une table vibrante et on les a vibrés. Après 7 jours, les moules ont été enlevés et les cylindres ont été recouverts d'un film pour 28 jours. Les échantillons ont été mesurés de façon précise dans le sens vertical et horizontal. La figure 5.30 présente l'un des tubes de diamètre extérieur égal à 300 mm (éprouvette R7). On a aussi fait des mesures d'épaisseur de paroi. Les mesures pour chaque cylindre creux sont présentées dans le tableau 5-7. On a relevé les épaisseurs en 12 points en haut et en bas du cylindre. La première mesure est prise au-dessus de la vis, les autres sont effectuées de façon séquentielle tous les 30 degrés (dans le sens antihoraire).

A l'aide de ces données, on a calculé l'épaisseur moyenne de la paroi de chaque cylindre creux. Les résultats sont les suivants :

- tube R1	$t_{sr} = 20,43 \text{ mm}$	- tube R4	$t_{sr} = 22,55 \text{ mm}$	- tube R7	$t_{sr} = 20,78 \text{ mm}$
- tube R2	$t_{sr} = 20,48 \text{ mm}$	- tube R5	$t_{sr} = 22,33 \text{ mm}$	- tube R8	$t_{sr} = 20,59 \text{ mm}$
- tube R3	$t_{sr} = 20,27 \text{ mm}$	- tube R6	$t_{sr} = 22,78 \text{ mm}$	- tube R9	$t_{sr} = 20,79 \text{ mm}$

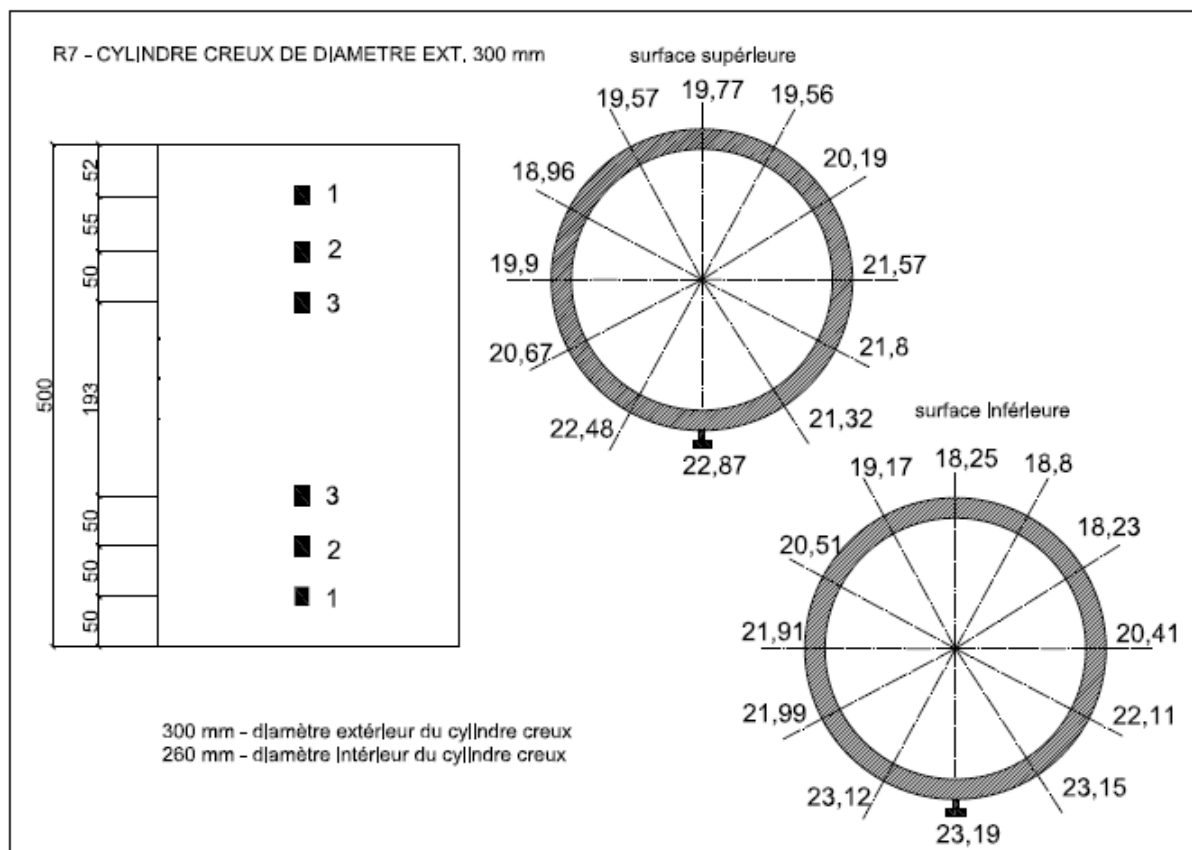


Fig. 5.30. Géométrie du cylindre creux R7 et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

Tableau 5-7. Mesures d'épaisseur des parois de cylindre creux en béton, h [mm].

No du cylindre	Bord	ANGLE												t _{sr} [mm]	écart-type s [mm]
		0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°		
R1 $\phi_z = 200$ mm	HAUT	20,00	18,00	18,50	18,80	19,60	19,90	22,00	21,70	21,30	21,40	21,20	21,00	20,28	1,34
	BAS	18,80	19,00	19,50	21,00	22,60	22,00	22,30	21,50	20,40	19,70	19,80	20,20	20,57	1,30
R2 $\phi_z = 200$ mm	HAUT	19,70	21,00	21,10	21,40	20,60	20,40	22,00	21,60	21,30	21,00	19,80	19,50	20,78	0,80
	BAS	19,00	19,30	19,40	20,80	21,00	21,50	21,00	20,40	20,10	20,00	20,20	19,30	20,17	0,80
R3 $\phi_z = 200$ mm	HAUT	21,00	19,20	18,60	20,00	20,10	20,00	21,10	20,70	19,70	20,00	20,30	20,80	20,13	0,74
	BAS	19,00	19,00	18,70	19,30	20,00	20,30	20,70	20,60	21,40	22,70	22,20	21,00	20,41	1,29

No du cylindre	Bord	ANGLE												t _{sr} [mm]	écart-type s [mm]
		0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°		
R4 $\phi_z = 250$ mm	HAUT	21,10	21,00	20,50	21,00	22,20	23,00	25,00	25,00	24,40	24,40	23,00	21,40	22,67	1,70
	BAS	23,40	22,00	21,00	23,40	23,30	22,00	22,60	22,10	20,90	22,50	23,20	22,70	22,43	0,86
R5 $\phi_z = 250$ mm	HAUT	23,00	21,30	23,00	22,40	21,10	21,20	20,30	21,30	22,40	23,60	21,40	23,60	22,05	1,09
	BAS	26,00	24,20	24,20	23,00	21,30	21,40	20,60	19,60	22,30	22,00	22,30	24,40	22,61	1,83
R6 $\phi_z = 250$ mm	HAUT	22,50	24,00	22,70	25,20	24,70	21,80	22,90	23,00	21,10	22,50	23,90	20,70	22,92	1,36
	BAS	22,90	22,80	23,00	24,00	24,30	23,50	23,20	22,30	21,60	21,40	21,10	21,60	22,64	1,05

No du cylindre	Bord	ANGLE												t _{sr} [mm]	écart-type s [mm]
		0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°		
R7 $\phi_z = 300$ mm	HAUT	22,87	21,32	21,8	21,57	20,19	19,56	19,77	19,57	18,96	19,9	20,67	22,48	20,72	1,26
	BAS	23,19	23,15	22,11	20,41	18,23	18,08	18,25	19,17	20,51	21,91	21,99	23,12	20,84	2,01
R8 $\phi_z = 300$ mm	HAUT	21,39	22,61	20,2	21,12	21,65	19,49	19,95	19,63	18,81	21,75	21,72	19,31	20,64	1,21
	BAS	19,98	19,21	19,92	21,4	21,78	21,07	22,11	21,12	19,74	20,03	20,06	20,08	20,54	0,91
R9 $\phi_z = 300$ mm	HAUT	19,77	19,67	19,95	20,51	21,32	22,25	21,96	20,23	21,25	21,5	19,72	19,78	20,66	0,95
	BAS	21,23	17,87	22,51	21,26	17,54	20,22	21,19	19,28	23,26	23,28	20,68	22,68	20,92	1,93

5.2.3.2. Poutrelles en béton

Les poutrelles en béton nécessaires pour effectuer les essais de précontrainte en utilisant des fils à mémoire de forme sont réalisées dans des moules en acier de dimensions 40 mm x 100 mm x 500 mm. Le béton a été fait selon la procédure présentée dans la section 5.2.1. Après 7 jours de bétonnage, les poutrelles en béton sont enlevées des moules – la présentation de trois des douze échantillons réalisés est faite sur la figure 5.31. Ensuite, après 28 jours, on a pu les utiliser pour les expérimentations.



Fig. 5.31. Poutrelles en béton 28 jours après de bétonnage.

Comme équipement supplémentaire pour chaque éprouvette, on trouve deux ancrages qui seront utilisées pour fixer les fils d'AMF. Il s'agit d'un type d'ancrage par mors. La structure de l'ancrage est en acier, avec une lime plate en métal entre les mors servant à fixer les fils d'AMF. L'utilisation d'une lime plate en métal augmente le frottement entre le mors et les fils, ce qui permet de minimiser le risque de glissement des fils dans l'ancrage. La figure 5.32 présente une poutrelle avec ses deux ancrages.



Fig. 5.32. Présentation d'une poutrelle avec ses deux ancrages.

5.3. Conclusions

Dans le chapitre 5, nous avons présenté la géométrie des éprouvettes préparées pour les tests et le comportement des matériaux choisis : fils de Ni - Ti ayant un diamètre de 1, 2, et 3 mm, et fil de Cu - Al - Be ayant un diamètre de 2 mm. Les températures de transformation M_f , M_s , A_s et A_f ont été déterminées et validées par dilatométrie. Les valeurs des contraintes critique (σ_{cr}), maximale (σ_{max}) et résiduelle (σ_{res}), ainsi que les déformations maximale et résiduelle et le module d'élasticité des matériaux AMF obtenus à partir d'essais sont résumés dans le tableau 5-8. Ces valeurs sont obtenues pour une température ambiante de 15°C et doivent être traitées comme indicatives. Il convient de souligner les faibles valeurs obtenues pour le module d'élasticité des fils testés. Le fil Cu - Al - Be d'un diamètre de 2 mm est un très bon conducteur de la chaleur. Comme le montre le test réalisé, pour un courant de 10 A, la hausse de température ΔT dans le fil est égale à 13,6°C, tandis que pour le fil Ni - Ti ayant un diamètre de 2 mm on obtient ΔT égal à 100°C. Ceci peut être une cause de l'obtention d'une faible contrainte résiduelle dans le fil Cu - Al - Be, qui remet en question l'utilité de ce fil pour précontraindre des éléments en béton.

Les valeurs obtenues pour les propriétés mécaniques du béton confirment l'utilité de la mise en œuvre de précontraintes à appliquer aux éléments retenus (poutrelles et cylindres creux)..

Tableau 5-8. Propriétés mécaniques des alliages sélectionnés Ni – Ti et Cu – Al – Be.

Propriétés mécaniques	Ni - Ti			Cu - Al - Be		
	$\phi 1$ mm	$\phi 2$ mm	$\phi 3$ mm	$\phi 2$ mm		
prédéformation [%]	6	6	6	6	7	8
σ_{cr} [MPa]	244	314	307	31,0	47,3	50,1
σ_{max} [MPa]	269	309	336	229	289	351
σ_{res} [MPa]	202	248	179	25	40	60
ϵ_{res} [-]	5,14	4,57	3,65	4,1	4,74	5,37
E_{SMA} [GPa]	34,7	21,7	15,5	31,8		

6. Etude expérimentale de la création de précontraintes dans des éléments en béton grâce aux matériaux à mémoire de forme

6.1. Procédure d'essai

La procédure d'essai présentée ci-dessous concerne la réalisation de précontraintes dans des éléments en béton grâce à une armature extérieure (fil à mémoire de forme). L'étude est basée sur l'activation de l'effet mémoire de forme dans le fil d'AMF. Cet effet est obtenu par chauffage à une température supérieure à austénite start (A_s). Le changement de température dans les fils Ni - Ti et Cu - Al - Be a été obtenu des deux façons suivantes : par chauffage des éprouvettes dans une enceinte thermique ou par chauffage du fil grâce à l'effet Joule.

6.1.1. Procédure pour les cylindres creux en béton

La procédure pour la mise en précontrainte des cylindres creux en béton se compose des quatre étapes suivantes :

Étape I – Préparation des fils :

- Le fil à mémoire de forme doit d'abord être refroidi à une température inférieure à M_f pour qu'il soit à l'état martensitique ;
- Ensuite, il est chauffé à une température supérieure à A_f pour provoquer la transformation complète de l'état martensitique à l'état d'austénite. La forme austénitique du fil d'AMF est la forme requise pour débiter la procédure conduisant à la mise en précontrainte du béton ;
- La prédéformation du fil d'AMF (pour la troisième série d'essais) est réalisée grâce à l'utilisation d'un palan manuel à chaîne 1T (fig. 6.1).

Attention : la prédéformation du fil ne peut pas être effectuée à une température supérieure à austénite start A_s .



a)

b)

Fig. 6.1. Dispositif pour l'étirement du fil à l'état martensitique ($L = 28,80$ m) a) fil AMF attaché au palan manuel b) extrémité opposée du fil - attache fixe.

Étape II – enroulement et fixation des fils d'AMF

- Le cylindre creux en béton, de trois diamètres différents, est placé en position horizontale dans l'enrouleur présenté dans la fig. 6.2. La machine est activée manuellement. Elle permet le réglage de l'espacement du fil enroulé. Cet enrouleur a été conçu et réalisé spécialement pour cette étude.
- L'extrémité du fil d'AMF est solidement fixée au cylindre en béton à l'aide d'une vis, le fil est ensuite enroulé sur le cylindre avec un pas précis pour chaque essai. L'enroulement du fil est réalisé en faisant tourner le cylindre creux en béton.
- Au cours de l'enroulement, le fil doit être déroulé de la bobine sans être touché pour ne pas modifier sa température.
- Après enroulement, on fixe l'autre extrémité du fil sur le cylindre à l'aide d'une vis.

Attention : le fil d'AMF doit être enroulé avec un pas régulier en prenant garde à ce qu'il n'y

ait pas de contact entre les spires, de manière à faire circuler le courant électrique sur toute la longueur du fil en évitant les court-circuits.

Le principal avantage de l'utilisation de l'enrouleur est sa simplicité d'utilisation. L'écart constant entre spires est assuré par le guide-fil qui se déplace horizontalement le long du cylindre creux. L'absence de dispositif électronique rend ce dispositif insensible aux conditions de température ambiante ou d'humidité. Son unique inconvénient est la difficulté de contrôler la tension du fil : l'utilisation d'un tendeur aurait risqué d'échauffer le fil durant l'enroulement, ce qui aurait eu pour conséquence une perte d'efficacité de la procédure de mise en précontrainte.

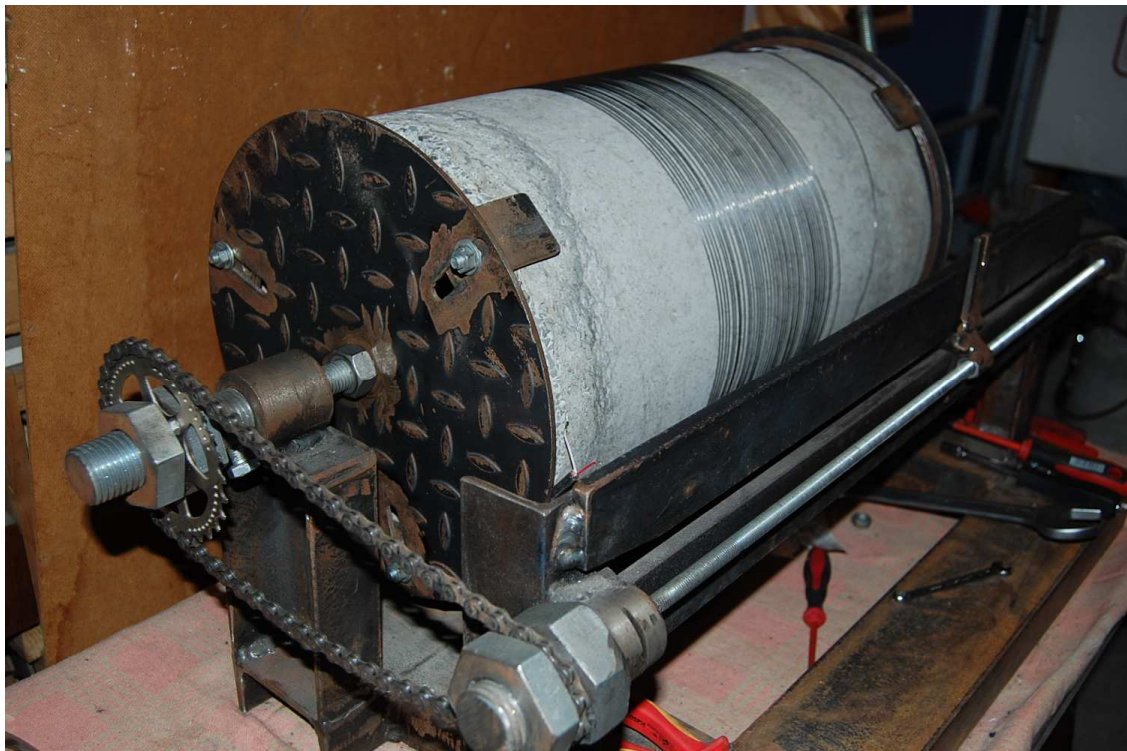


Fig. 6.2. Vue de l'enrouleur manuel avec le fil d'AMF en cours d'enroulement sur le cylindre creux en béton.

Étape III – dispositifs de mesure

- Des jauges extensométriques sont placées dans les directions circonférentielle et longitudinales à mi-hauteur sur la surface interne du cylindre. Les jauges sont connectées à un amplificateur universel HBM QuantumX MX840A à l'aide de câbles blindés. Le signal de mesure est traité par le logiciel CatmanEasy-AP.
- Deux capteurs de température sont également connectés à l'amplificateur de mesure mentionné ci-dessus : un capteur pour la mesure de la température du fil et le second pour celle de la surface interne du cylindre en béton.

- Le fonctionnement correct des jauges et des capteurs est vérifié avant de débiter l'essai.
- Un ampèremètre et un voltmètre permettent de mesurer les paramètres du courant électrique durant l'essai.

Étape IV – chauffage et refroidissement de l'éprouvette

a) on place le cylindre ainsi préparé dans l'enceinte thermique

ou

b) on provoque l'échauffement du fil d'AMF par effet Joule :

- On branche la source électrique au fil enroulé : en fonction de la résistance du fil d'AMF, on utilise deux alimentations différentes pour générer un courant continu (redresseur de soudage SPB 315 Bester) ou un courant alternatif (autotransformateur 10A). Le passage du courant produit de la chaleur par effet Joule, ce qui provoque l'élévation de la température du fil.
- Après obtention de la température souhaitée dans le fil d'AMF, on coupe la source d'alimentation et on attend le retour de l'éprouvette à la température ambiante.

6.1.2. Procédure pour les poutrelles en béton

La mise en précontrainte d'une poutrelle en béton se compose, comme pour les cylindres creux, des quatre étapes suivantes :

Étape I – préparation des fils

- Des tronçons de fils à mémoire de forme de longueur 50 cm doivent être refroidis à une température inférieure à M_f pour les mettre à l'état martensitique ;
- On les chauffe ensuite à une température supérieure à A_f pour provoquer le retour à l'état austénitique. La forme austénitique du fil d'AMF est la forme de base pour commencer la procédure conduisant à la mise en précontrainte du béton.

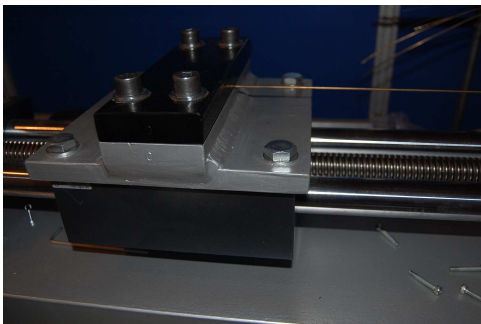
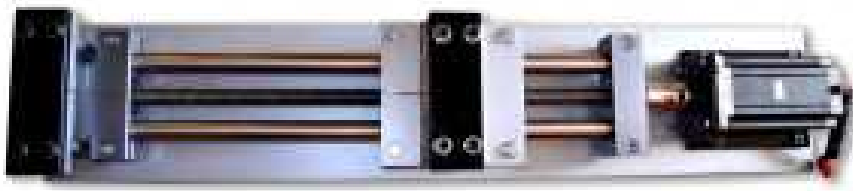
Étape II – étirement et ancrage des fils d'AMF

- Il faut prédéformer les fils de Ni-Ti ou de Cu-Al-Be. Pour cela, on utilise une machine de traction spécialement construite à cette fin (voir fig.6.3). Les fils à mémoire de forme doivent être prédéformés avec une vitesse très basse : la machine a été conçue de manière à permettre une vitesse d'avance minimale de 0,1 mm/min

pour un pas élémentaire de 98 nm. La machine est équipée d'un programmeur qui contrôle le processus de traction.

- chaque fil est fixé individuellement dans les mors de la machine. La déformation initiale prévue est programmée ; la vitesse d'étirement est fixée à 1mm/min.
- La température ambiante doit être inférieure à austénite start (A_s).
- Le fil prédéformé est retiré de la machine de traction en utilisant des pinces : il est très important de ne pas toucher le fil avec les doigts.

a)



b)



c)

Fig. 6.3. Machine pour étirer des fils d'AMF a) vue générale b) mors mobile c) programmeur.

- Le fil est bloqué dans les ancrages prévus aux extrémités de la poutrelle en béton (fig. 6.4).

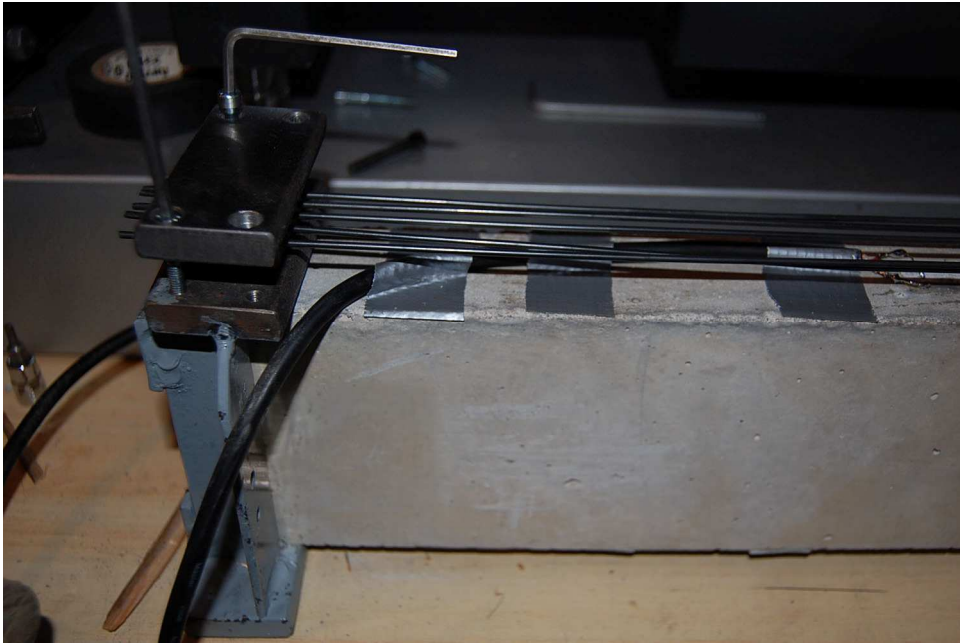


Fig. 6.4. Blocage des fils d'AMF dans l'ancrage à l'extrémité de la poutrelle.

- des bornes en cuivre sont fixées aux extrémités des fils pour le branchement au circuit électrique. Le branchement en parallèle des fils de même résistance assure une répartition uniforme du courant entre les fils.

Étape III – branchement des appareils de mesure

- Deux jauges extensométriques sont placées à mi-longueur sur les faces supérieure et inférieure de chaque poutrelle selon son axe longitudinal.
- Deux capteurs de température sont également prévus pour mesurer la température d'un fil et celle de la face supérieure du béton.
- Le dispositif de mesure des jauges et capteurs, ainsi que du courant électrique (ampèremètre et voltmètre) est le même que pour les cylindres.

Étape IV – chauffage et refroidissement de l'éprouvette

a) on place l'éprouvette dans l'enceinte thermique

ou

b) on chauffe le fil d'AMF par effet Joule selon la même procédure que pour les cylindres.

6.2. Réalisation des essais de mise en précontrainte des cylindre creux

Les essais sont conduits à une température ambiante qui doit être inférieure à la température austénite start (A_s) correspondant à chaque type de fil. Durant l'hiver, une partie des travaux a été réalisée à l'extérieur, la température ambiante étant suffisamment basse. Pour les autres saisons, les essais ont été faits dans une chambre climatique (voir fig. 6.5) au Département de Génie Civil et de Physique du Bâtiment qui fait partie de l'Institut des Matériaux et des Structures de l'Université Polytechnique de Cracovie.

6.2.1. Essai de mise en précontrainte avec le fil d'AMF non prédéformé – éprouvettes chauffées dans l'enceinte thermique

Les premiers essais visant à évaluer l'intensité de la précontrainte dans les cylindres creux à l'aide de fils d'AMF enroulés sans prédéformation ont été effectués dans la chambre climatique sous une température stable égale à $+5^{\circ}\text{C}$. Les éprouvettes ont été préparées dans ces conditions : enroulement du fil autour du cylindre creux en béton et branchement des équipements de mesure. Chaque éprouvette a ensuite été placée dans l'enceinte thermique accompagnée d'un cylindre témoin (sans fil), pour procéder à la mise précontrainte par échauffement du fil.



Fig. 6.5. Vue d'ensemble de la chambre climatique..

La figure 6.6 présente les différentes étapes de la procédure d'essai. Cette photo montre l'enrouleur, l'enceinte thermique et deux paires de cylindres creux préparés pour les tests.



Fig. 6.6. Vue d'ensemble de la zone de travail avec les différentes étapes de la procédure d'essai.

Pour le test, le cylindre creux avec le fil d'AMF enroulé et le cylindre nu utilisé pour la compensation thermique sont placés dans l'enceinte thermique. Le processus de chauffage / refroidissement est décrit sur la fig. 6.7. Partant de la température initiale $T_s = +5^\circ\text{C}$, on l'augmente progressivement jusqu'à $+100^\circ\text{C}$. La température est ensuite stabilisée durant quelques minutes avant de la réduire jusqu'à la température finale $T_f = +20^\circ\text{C}$.

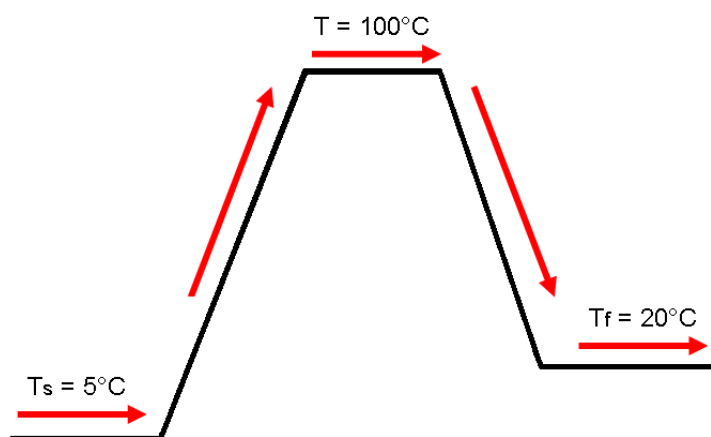


Fig. 6.7. Schéma de la consigne de température dans l'enceinte thermique.

Les déformations du cylindre creux en béton sont mesurées par six jauges extensométriques de type RL 285/75. Elles sont collées à mi-hauteur sur la surface intérieure du cylindre : trois verticales (orientation longitudinale) et trois horizontales (orientation circonférentielle). Les six jauges sont disposées en alternance sur la circonférence de l'échantillon. Leur disposition est schématisée sur la figure 6.8 ou les chiffres représentent respectivement :

- les jauges verticales: CH 0 = 0
CH 2 = 2
CH 4 = 4
- les jauges horizontales: CH 1 = 1
CH 3 = 3
CH 5 = 5

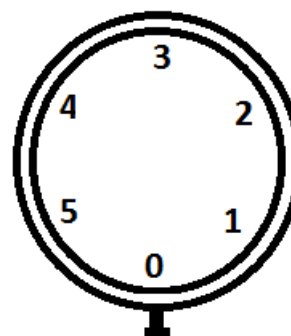


Fig. 6.8. Rangement des jauges.

Les jauges sont connectées en demi-pont de Wheatstone. L'effet du fort gradient de température créé durant la procédure de mise en précontrainte est corrigé par compensation : la prise en compte des mesures données par les jauges du cylindre témoin permettent d'éliminer l'influence de la température sur les valeurs données par les jauges ainsi que l'expansion du béton due au changement de température.

Le fil d'AMF est enroulé sur le cylindre creux équipé des jauges extensométriques qui est ensuite placé avec le cylindre témoin dans l'enceinte thermique. Puis, on réalise le processus de mise en précontrainte comme indiqué précédemment. La liste des tests effectués est présentée dans le tableau 6-1.

Tableau 6-1. Liste et nombre des tests effectués dans la chambre climatique.

Diamètre du tube \ Diamètre du fil		200 mm	250 mm	300 mm
fil Ni - Ti	φ 1 mm	3	2	2
fil Ni - Ti	φ 2 mm	1	1	2
fil Ni - Ti	φ 3 mm	-	-	3
fil Cu - Al - Be	φ 2 mm	2	1	-

Les résultats enregistrés au cours des essais sont présentés sous la forme de diagrammes déformation-temps et déformation-température. A titre d'exemple, la fig. 6.9

montre l'évolution des déformations verticales et horizontales dans le cylindre creux de 200 mm équipé avec le fil Ni-Ti de diamètre de 1 mm. Chaque groupe devrait donner des résultats comparables. Malheureusement, ces figures indiquent un écart très élevé entre les résultats.

Une première raison aurait pu être un défaut de fonctionnement du système de mesure. On a vérifié la qualité des soudures et les connexions des jauges, ainsi que la qualité du collage des jauges. On a ensuite vérifié le bon fonctionnement du système de compensation de la température par comparaison entre des cylindres nus. Bien que ces points se soient avérés corrects, les valeurs mesurées sont très surprenantes comme le montrent les fig. 6.10 et 6.11.

Finalement, il est apparu que l'erreur de mesure était provoquée par une distribution non homogène de la température dans l'enceinte thermique qui causait un chauffage inégal de la surface du cylindre creux en béton. Le problème de la distribution non-homogène de la température dans l'enceinte résultait des trop grandes dimensions de l'échantillon qui occupait plus de 70% du volume du four. La circulation de l'air n'étant pas correctement assurée a conduit à une différence de température entre le cylindre creux et son témoin. Ceci a finalement conduit à rejeter la méthode de mise en précontrainte des cylindres dans l'enceinte thermique. Pour les tests suivants, on a systématiquement utilisé le chauffage du fil d'AMF par effet Joule.

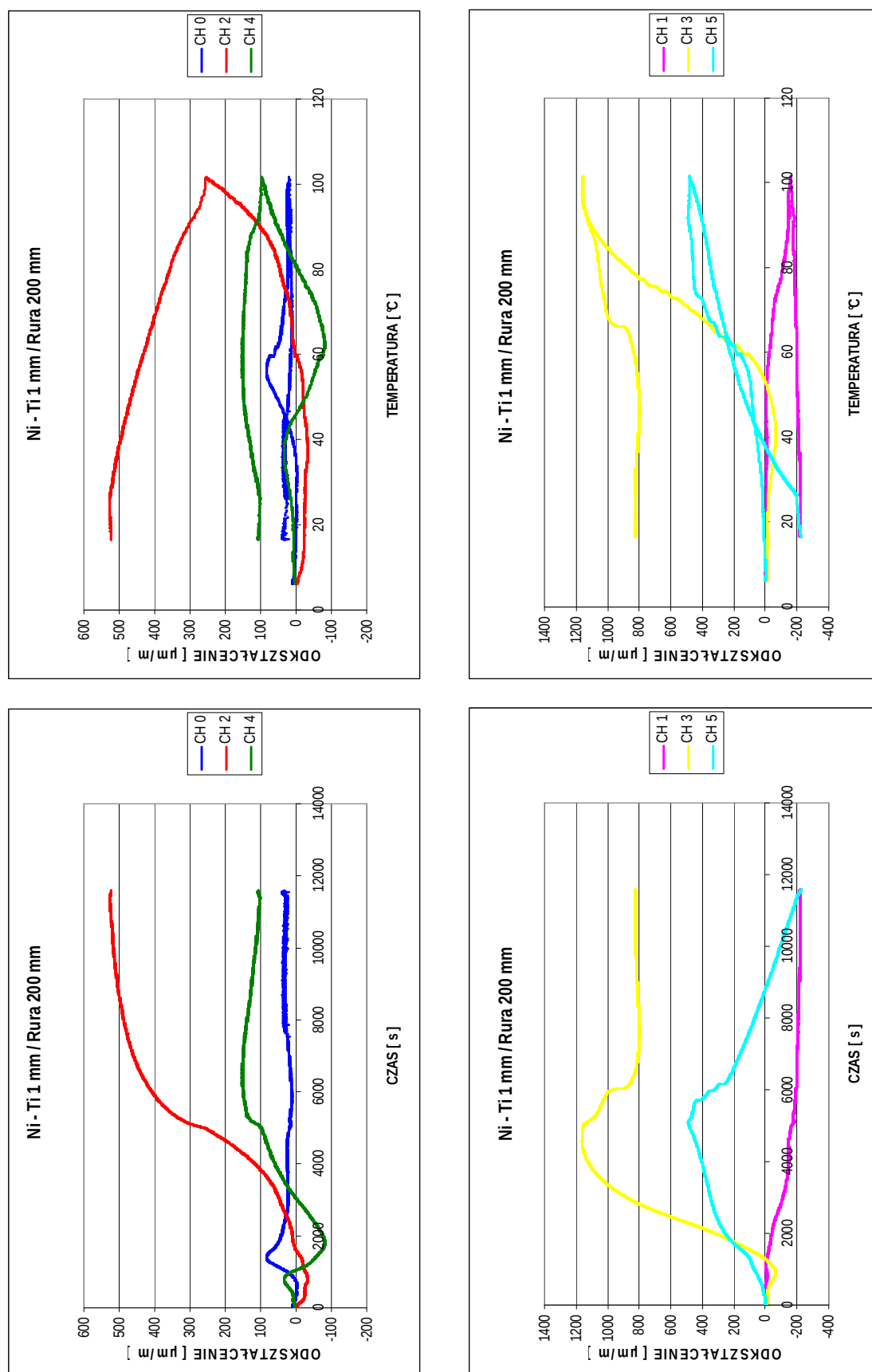


Fig. 6.9. Déformations mesurées durant la mise en précontrainte par chauffage pour un cylindre creux de diamètre 200 mm avec un fil Ni-Ti de diamètre 1 mm (ODKSZTAŁCENIE = déformation et CZAS = temps).

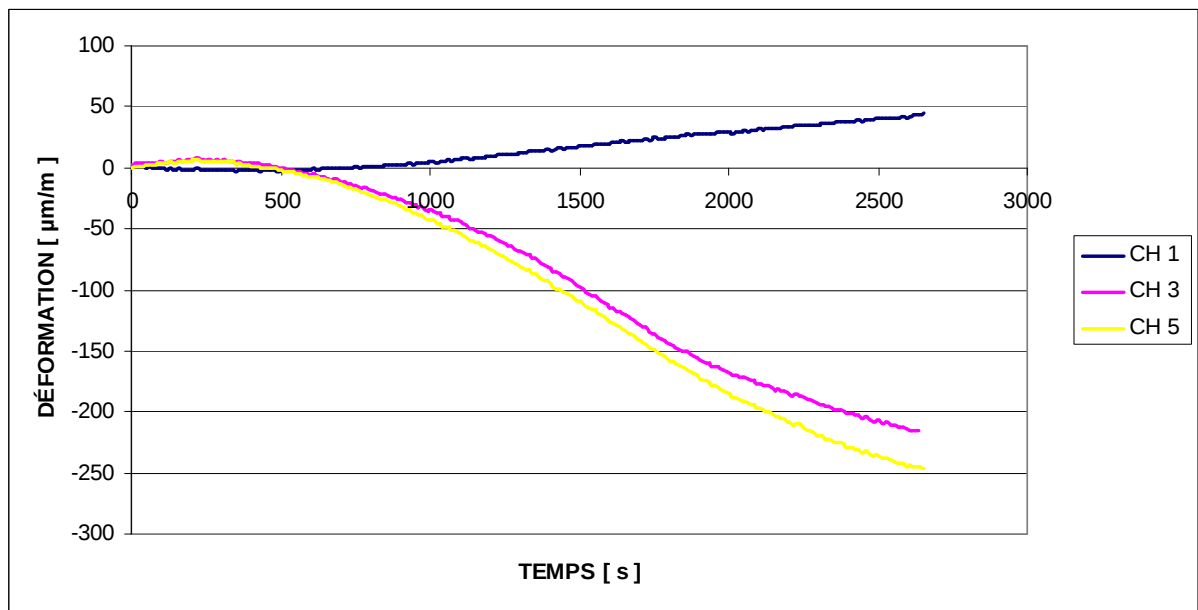


Fig. 6.10. Déformations verticales mesurées durant le test de compensation.

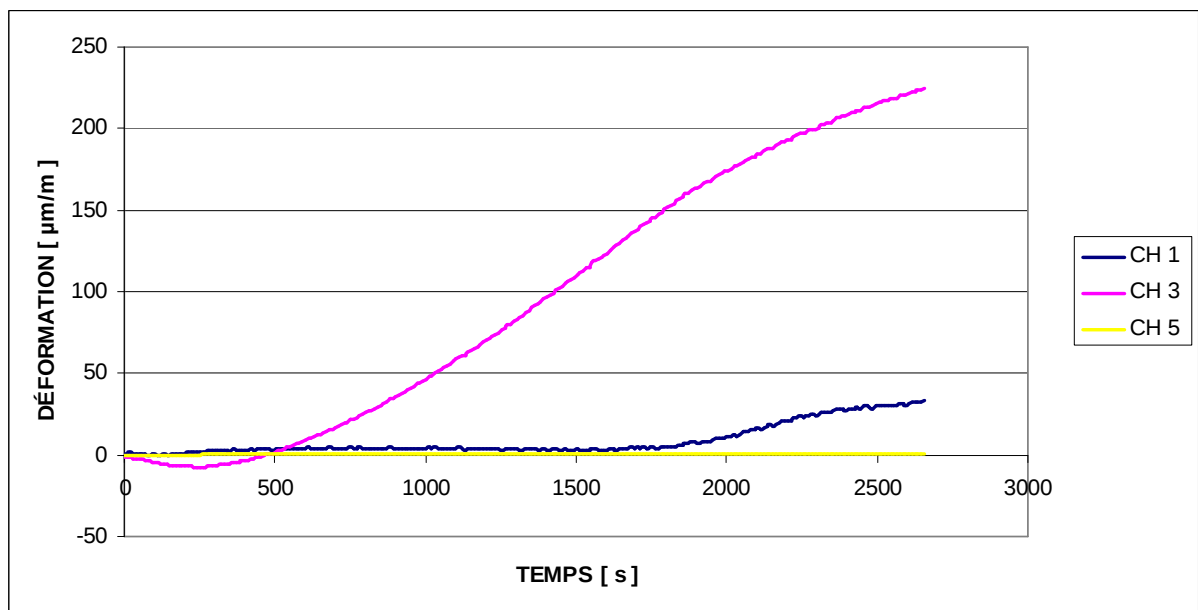


Fig. 6.11. Déformations horizontales mesurées durant le test de compensation.

6.2.2. Essai de mise en précontrainte avec le fil d'AMF non prédéformé – chauffage du fil par effet Joule

La méthode finalement retenue dans la thèse pour activer l'effet mémoire de forme dans le fils d'AMF utilisés pour créer la précontrainte dans le béton est l'effet Joule.

6.2.2.1. Préparation du chauffage électrique pour la précontrainte des éprouvette en béton

Un local non chauffé a été choisi comme zone de travail, avec une température ambiante comprise entre +3°C et +7°C. Au cours des tests, on a suivi la procédure en quatre étapes décrite à la section 6.1.1 :

- étape I – préparation des fils d'AMF (sans la prédéformation),
- étape II – enroulement et ancrage des fils d'AMF,
- étape III – branchement des appareils de mesure,
- étape IV – chauffage et refroidissement de l'éprouvette.

La méthode de chauffage par effet Joule, faite sur la base des essais préliminaires, donne une température uniforme sur toute la longueur du fil. De plus, il n'a pas d'effet significatif sur l'évolution de la température du béton. Ainsi, on a éliminé l'effet négatif du chauffage irrégulier des échantillons sur les valeurs données par les jauges.

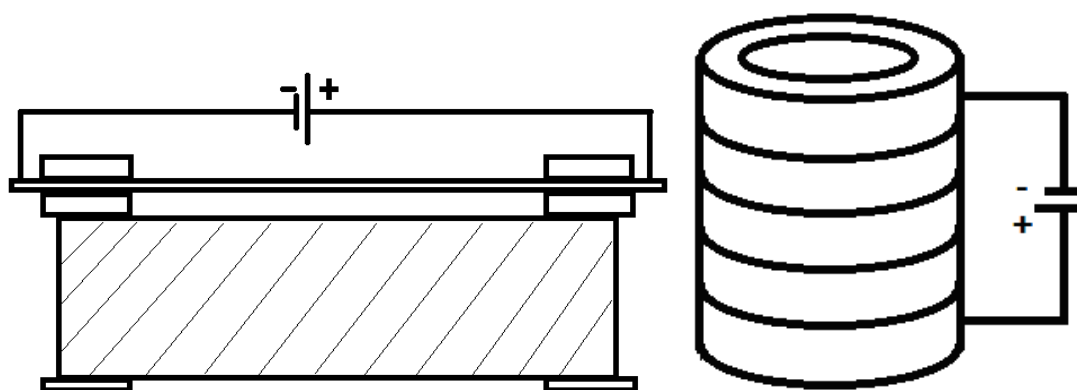


Fig. 6.12. Schéma du branchement électrique du fil d'AMF dans le cas d'une poutrelle et d'un cylindre creux avec le fil enroulé.

Dans le circuit représenté sur la fig. 6.12, le fil d'AMF se comporte comme une résistance. Selon le principe de conservation de l'énergie [30], l'énergie potentielle électrique est convertie en énergie thermique, ce qui correspond à une augmentation de température du fil. La puissance thermique est donnée par la loi de Joule (16)

$$P = I^2 \cdot R = U^2 / R \quad (16)$$

avec :

P – puissance de courant électrique [W],

I – intensité de courant électrique [A],

U – voltage [V],

R – résistance du fil d'AMF [Ω].

Avant d'effectuer les essais, il est nécessaire de déterminer précisément les paramètres suivants : I [A], U [V] et P [W] pour chaque type d'AMF. La connaissance de ces données est importante pour choisir le générateur de courant et pour fixer l'intensité du courant. Les valeurs théorétiques sont présentées dans le tableau 6-2 pour une élévation de température égale à 60°C.

Tableau 6-2. Données pour effectuer le chauffage du fil d'AMF avec un courant constant.

Diamètre du fil	L [m]	ΔT [°C]	R [Ω]	I [A]	P [W]	U [V]
fil Ni-Ti ϕ 1 mm	40	60	41,64	2,5	260,25	104,10
fil Ni-Ti ϕ 2 mm	80	60	20,80	7,1	1041,00	147,15
fil Ni-Ti ϕ 3 mm	80	60	9,28	13,0	1561,50	120,38

Deux types de dispositifs générant soit un courant continu (redresseur de soudage SPB 315 Bester) soit un courant alternatif (autotransformateur 10A), sont utilisés selon la résistance des fils à mémoire de forme.

6.2.2.2. Distribution de la chaleur dans la paroi du cylindre creux $\Phi_{zew} = 200\text{mm}$

La connaissance de la distribution de la chaleur dans la paroi du cylindre creux est essentielle pour interpréter les mesures données par les jauges. En conséquence, on a vérifié analytiquement le temps nécessaire pour que la chaleur émise par le fil enroulé sur la face extérieure du cylindre en béton affecte la mesure donnée par les jauges collées sur sa face intérieure.

Pour cela, on part de l'équation de la chaleur (17) dans l'échantillon en fonction du rayon r compris entre le rayon extérieur R_{zew} et le rayon intérieur R_{wev} (fig. 6.13) :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \lambda \Delta T = 0 \quad (17)$$

avec:

ρ – densité de matériau [kg / m³],

c – capacité thermique de matériau [J / (kgK)],

λ - conductivité thermique [W / (mK)],

ΔT - gradient thermique [K] défini par :

$$\Delta T = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} - \frac{\partial T}{r \partial r}$$

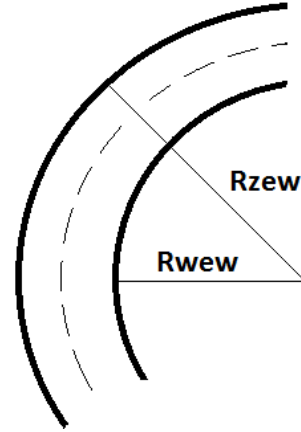


Fig. 6.13. Schéma de la section du cylindre.

En substituant ΔT dans l'équation (17), on obtient :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} - \lambda \frac{\partial T}{r \partial r} = 0 \quad (18)$$

La méthode des différences finies conduit aux équations (19), (20) et (21) (l'indice « i » correspond à la surface, j à l'instant considéré, Δr est l'incrément de rayon et Δt l'incrément de temps) :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = \frac{T_{i-1,j} - 2T_{i,j} + T_{i+1,j}}{\Delta r^2} \quad (19)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\Delta t} \quad (20)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta r} \quad (21)$$

En reportant les équations (19), (20) et (21) dans l'équation (18), on obtient l'équation de conduction de la chaleur (22), valable en tout point de la surface de l'échantillon :

$$A T_{i-1,j} + B T_{i,j} + C T_{i+1,j} = D T_{i-1,j} \quad (22)$$

avec les coefficients A, B, C et D comme suit :

$$A = \frac{\lambda \Delta t \Delta r}{2r_i} - \lambda \Delta t \quad (23)$$

$$B = \rho c \Delta r^2 + 2\lambda \Delta t \quad (24)$$

$$C = -\lambda \Delta t - \frac{\lambda \Delta t \Delta r}{2r_i} \quad (25)$$

$$D = \rho c \Delta r^2 \quad (26)$$

Des simulations ont été réalisées pour le cylindre creux de rayons extérieur $R_{zew} = 100$ mm et intérieur $R_{weu} = 80$ mm. La température de la face extérieure du béton est prise égale à 60°C , la température de la face intérieure étant égale à 5°C . Le temps de réalisation de la simulation est respectivement 1000 s ou 12000 s. Les résultats obtenus (fig. 6.14.) montrent que le temps pendant lequel on peut réaliser les tests sans prendre en compte l'influence de la température sur les mesures données par les jauges extensométriques est égal à 200 s environ.

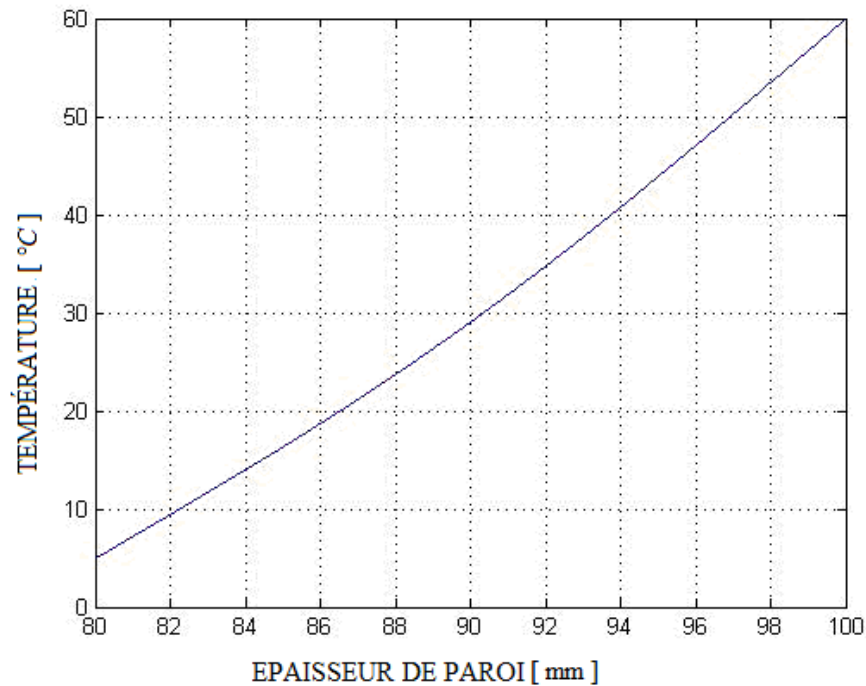


Fig. 6.14. Distribution simulée de la température dans la paroi du cylindre creux chauffé de l'extérieur à la température 60°C .

La figure 6.15 montre la distribution de la température dans l'épaisseur de la paroi dans la plage 5°C à 60°C. Les valeurs extrêmes sur l'axe des abscisses correspondent au rayon interne et externe du cylindre creux considéré.

L'analyse comparative des distributions de température sur la figure 6.14 permet de conclure que la durée pendant laquelle on peut effectuer un essai sans prendre en compte l'influence de la température sur les valeurs données par les jauges est très courte. Ainsi, on conclut que les valeurs données par les jauges extensométriques seront affectées par la variation de température causée par l'effet Joule durant la mise en précontrainte.

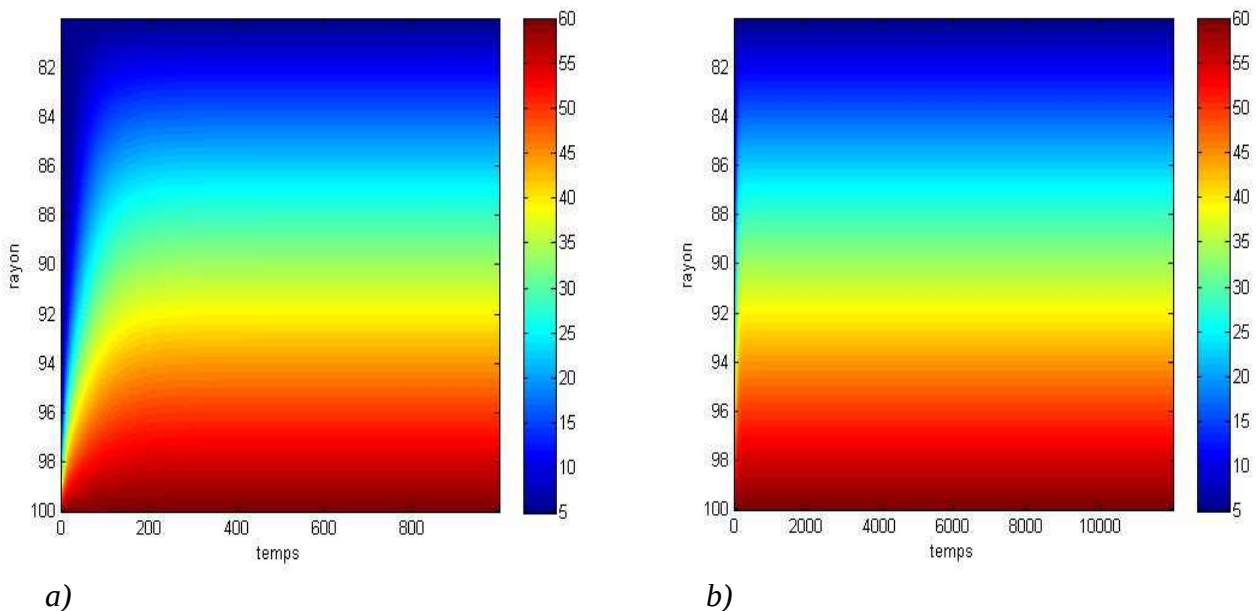


Fig. 6.15. Distribution simulée de la température dans la paroi du cylindre creux chauffé de l'extérieur à la température 60°C.

6.2.2.3. Réalisation des tests et résultats

On a effectué avec succès 24 essais de mise en précontrainte de cylindres creux en béton à l'aide de fils à mémoire de forme non prédéformé. Une liste détaillée des essais, avec le diamètre des cylindres de béton, le type de fil en AMF et le nombre de tests réalisés est présentée dans le tableau 6-3.

Tableau 6-3. Liste des tests effectués sur les cylindres creux précontraints par des fils d'AMF sans prédéformation.

Diamètre du cylindre Diamètre du fil		200 mm	250 mm	300 mm
fil Ni-Ti	φ 1 mm	4	1	2
fil Ni-Ti	φ 2 mm	4	1	2
fil Ni-Ti	φ 3 mm	2	1	2
fil Cu-Al-Be	φ 2 mm	2	1	2

La figure 6.16 montre les mesures enregistrées au cours du chauffage et du refroidissement d'un cylindre de diamètre 300 mm avec un fil Ni-Ti de diamètre 2 mm. On a représenté sur ces trois diagrammes : la température, la déformation longitudinale et la déformation circonférentielle du béton au cours du temps. La première partie de l'essai correspond à une augmentation de température (phase de chauffage) de 60°C, pour une durée de 800 s quatre fois plus longue que la durée maximale pendant laquelle on peut chauffer sans tenir compte de l'influence de la température sur les mesures données par les jauges (voir la section 6.2.2.2). Sur les diagrammes de la déformation en fonction du temps, on observe que durant les 200 premières secondes la déformation longitudinale est nulle tandis que la déformation circonférentielle augmente jusqu'à $-50 \cdot 10^{-6}$. L'augmentation de la déformation circonférentielle montre le début du processus de précontrainte, ce qui indique le début de la transformation martensitique dans le fil d'AMF. Ensuite, le béton se réchauffe avec le temps. La dilatation thermique du béton est enregistrée par les jauges longitudinales et circonférentielles. A 800 secondes (température maximale dans le fil), la déformation moyenne dans le béton vaut environ $-85 \cdot 10^{-6}$. Après 1300 secondes, la déformation moyenne circonférentielle du béton s'approche de zéro puis évolue avec le temps vers de la traction, ce qui indique que la contrainte résiduelle disparaît dans le fil enroulé.

Lorsque la température du fil a augmenté de 20°C (200 secondes après le branchement du courant) la déformation de traction du béton commence à se développer dans la direction

longitudinale ; elle atteint $333 \cdot 10^{-6}$ pour $T_{SMA,max} = 60^{\circ}C$ (la température du béton est plus basse que la température dans le fil d'AMF). La valeur moyenne de la déformation longitudinale de traction vaut $400 \cdot 10^{-6}$ après 1000 secondes ($T_{SMA,max} = 32^{\circ}C$). Cela signifie que la température du béton est supérieure à la température du fil. Après 2400 secondes, la température du fil est de $20^{\circ}C$, la contrainte moyenne de traction longitudinale dans le béton est égale à $333 \cdot 10^{-6}$ et la déformation moyenne de traction circonférentielle du béton est égale à $30 \cdot 10^{-6}$. Après l'arrêt de la source de courant, le fil se refroidit rapidement, tandis que le béton retient la chaleur beaucoup plus longtemps. Au cours du refroidissement, la déformation de compression est progressivement perdue.

La raison de l'obtention d'un effet de précontrainte est la création de martensite orientée dans le fil d'AMF pendant son enroulement sur le cylindre en béton. Il faut noter que le fil d'AMF était avant l'essai dans l'état austénitique. Du fait de la courbure du fil provoquée par l'enroulement sur le cylindre creux, le réseau cristallin du fil d'AMF est transformé en martensite orientée. Du fait de l'élévation de la température du fil (au-dessus de A_s) l'effet de mémoire de forme est activé. La martensite orientée se transforme en austénite, ce qui entraîne l'apparition d'une contrainte dans le fil et provoque la déformation circonférentielle mesurée sur la surface interne du cylindre en béton. Par conséquent, on peut conclure que la prédéformation du fil d'AMF due à sa courbure permet de créer une précontrainte, mais avec une valeur insuffisante pour obtenir une précontrainte permanente.

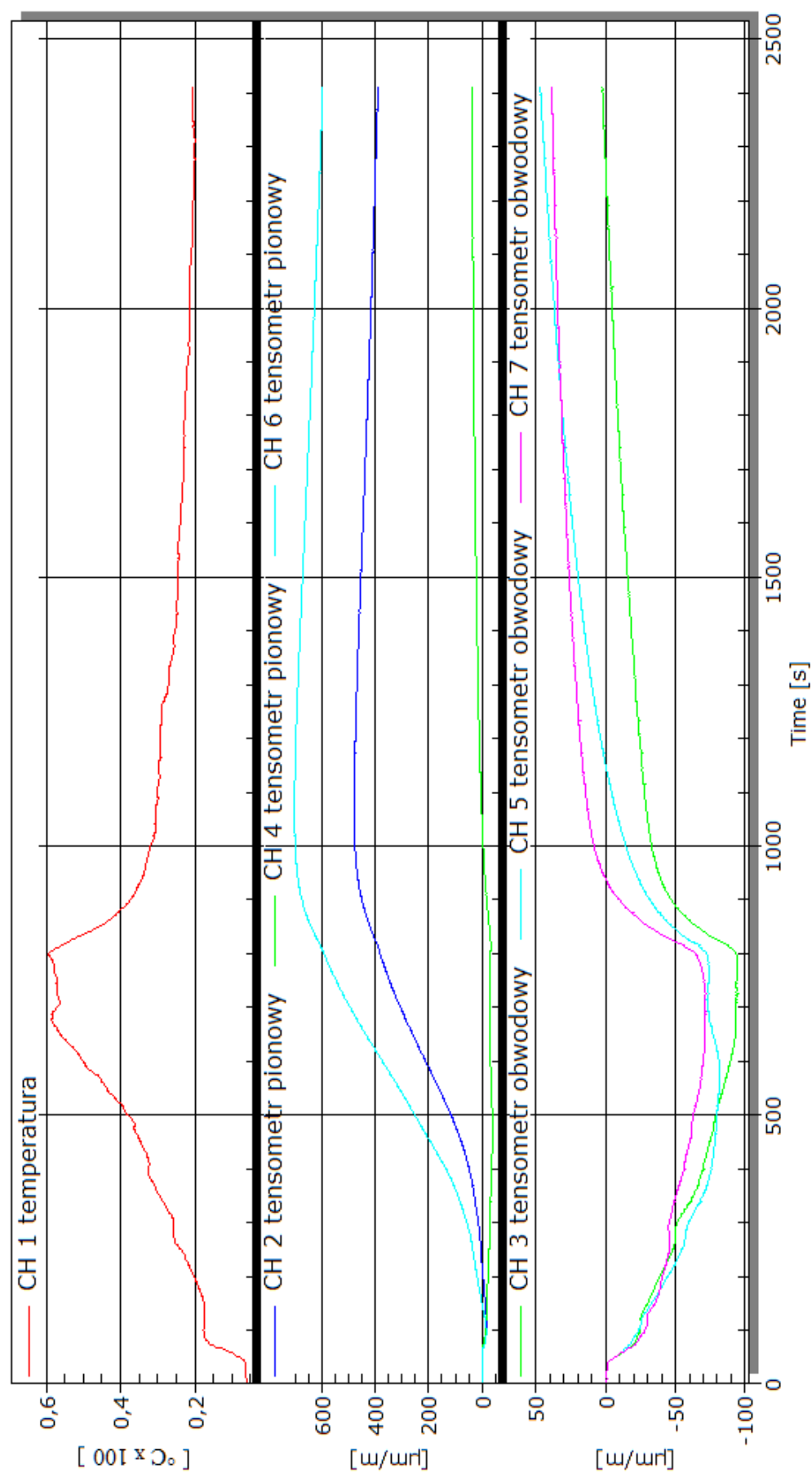


Fig. 6.16. Essai de mise en précontrainte du cylindre creux de diamètre 300 mm enroulé par un fil Ni-Ti de diamètre 2 mm. (tensomètre pionowy = jauge longitudinale, tensomètre obwodowy = jauge circumférentielle).

6.2.3. Essais de mise en précontrainte de cylindres creux par le fil d'AMF prédéformé

– chauffage par effet Joule

La série d'essais suivante concerne la mise en précontrainte de cylindres creux en béton à l'aide de fils prédéformés en nickel-titane et en cuivre-aluminium-béryllium, de longueur totale 28,80 m (pour le fil Cu-Al-Be, ceci a nécessité d'assembler plusieurs tronçons).

Les tests, effectués entre le 27.02.2013 et le 4.04.2013, ont concerné 9 cylindres creux (3 cylindres creux de chaque diamètre). Après achèvement d'un essai sur un cylindre, le fil était déroulé puis soumis au cycle de refroidissement-chauffage. Il était ensuite prédéformé à la valeur spécifiée avant d'être enroulé sur le cylindre de l'autre diamètre. En raison de la longueur du fil, le nombre de spires de fil juxtaposées sur les cylindres creux testés est le suivant :

- cylindre creux de diamètre extérieur 200 mm; 45 spires de fil sur la zone médiane de hauteur 0,17 m,
- cylindre creux de diamètre extérieur 250 mm; 38 spires de fil sur la zone médiane de hauteur 0,15 m,
- cylindre creux de diamètre extérieur 300 mm; 32 spires du fil sur la zone médiane de hauteur 0,13 m.

L'espacement entre les spires varie en fonction du diamètre du fil et de la précision de l'enroulement. La valeur maximale ne dépasse pas 4 mm. Au cours des essais, la température est mesurée sur la surface intérieure du cylindre (t_w) et sur la surface du fil (t_z).

6.2.3.1. Réalisation des essais de mise en précontrainte des cylindres creux à l'aide des fils d'AMF prédéformés

Pour réaliser les essais, on a suivi l'ensemble des points de la procédure décrite au chapitre 6.1.1. Contrairement au cas précédent (section 6.2.2), le fil d'AMF est cette fois prédéformé avant son enroulement, par étirement au moyen du palan manuel de capacité 1 kN décrit précédemment. Selon les essais, la prédéformation est comprise entre 3% et 6%.

Compte tenu que l'étirement des fils ne peut pas être fait à une température supérieure à A_s (température de début de transformation de la martensite orientée vers l'austénite), l'étirement des fils est réalisé en hiver. Les valeurs de A_s obtenues par dilatométrie ont été présentées dans le tableau 5-1.

Le fil à étirer est déroulé de la bobine en carton montrée sur la fig. 6.17, avant d'être

attaché à un point fixe à une extrémité (fig. 6.18) et au palan à l'autre extrémité (fig. 6.1). Le fil d'AMF est ensuite étiré de manière progressive jusqu'à la prédéformation souhaitée avant d'être déchargé.

Après avoir effectué l'étape I de la procédure, on enroule le fil d'AMF sur le cylindre creux placé dans l'*enrouleur manuel* (fig. 6.2). Une attention particulière est portée au respect des recommandations de l'étape II (enroulement et ancrage des fils d'AMF).

Le cylindre creux avec le fil enroulé est ensuite placé à quelques centimètres du cylindre nu (témoin). On branche le circuit électrique et on réalise la mise en précontrainte par passage du courant électrique dans les spires d'AMF (fig. 6.19).



Fig. 6.17. Bobine en carton pour le stockage du fil à mémoire de forme.



Fig. 6.18. Attache fixe du fil SMA à l'aide d'un mousqueton de résistance 30 kN.

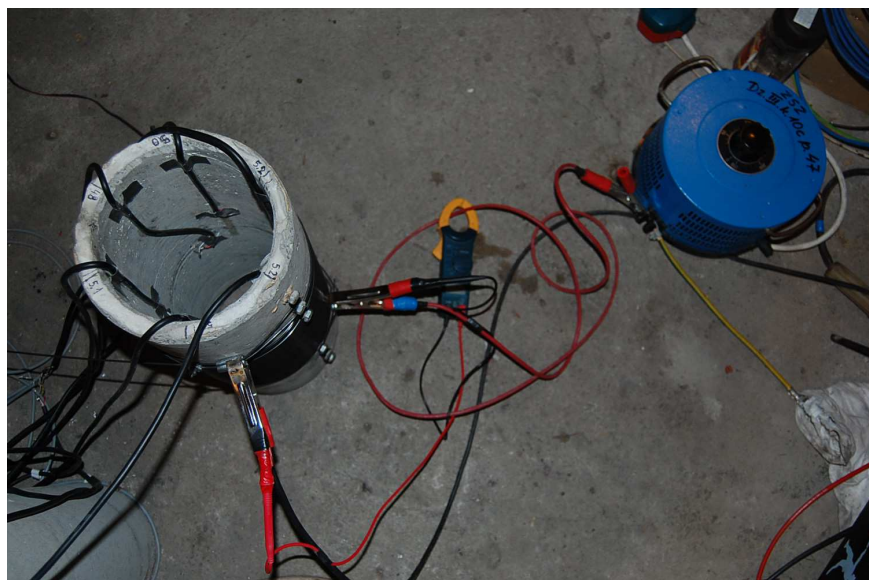


Fig. 6.19. Mise en précontrainte d'un cylindre creux de diamètre 200 mm.

6.2.3.2. Résultats des essais et évaluation de la contrainte dans le fil d'AMF.

Au cours de la mise en précontrainte du cylindre, on enregistre l'évolution de ses déformations circonférentielle et longitudinale, ainsi que de la température dans le fil d'AMF et sur la surface intérieure du béton. Les résultats des mesures sont présentés sous la forme de diagrammes de déformation en fonction du temps ou de la température (annexe 10.5). A titre d'exemple, on discute ci-dessous l'effet de précontrainte obtenu pour le cylindre creux de diamètre 300 mm avec le fil nickel-titane de diamètre 2 mm. Sur la fig. 6.20a, on montre l'évolution de la température au cours du test : chauffage du fil par le courant électrique puis refroidissement jusqu'à température ambiante. Après branchement de la source de courant électrique, la température du fil augmente avec le passage du courant. La transformation de l'état martensitique à l'état austénitique débute.

Comme les températures de transformation (à contrainte nulle) sont respectivement $A_s = 1,7^\circ\text{C}$ (début de la transformation) et $A_f = 12,9^\circ\text{C}$ (fin de la transformation), le changement de phase dans l'alliage Ni-Ti se produit rapidement. Le résultat de la transformation est visible sur les fig. 6.20b et 6.21. Une forte évolution de la déformation de compression circonférentielle en béton – provoquée par le serrage des spires de Ni-Ti sur le cylindre – se produit presque instantanément à la température $+7^\circ\text{C}$. Avec la poursuite de l'augmentation de la température, on enregistre une augmentation de la déformation de compression. La source de courant est coupée quand la température du fil atteint $+67^\circ\text{C}$, ce qui provoque la légère discontinuité observée dans chaque courbe de déformation (fig. 6.20b).

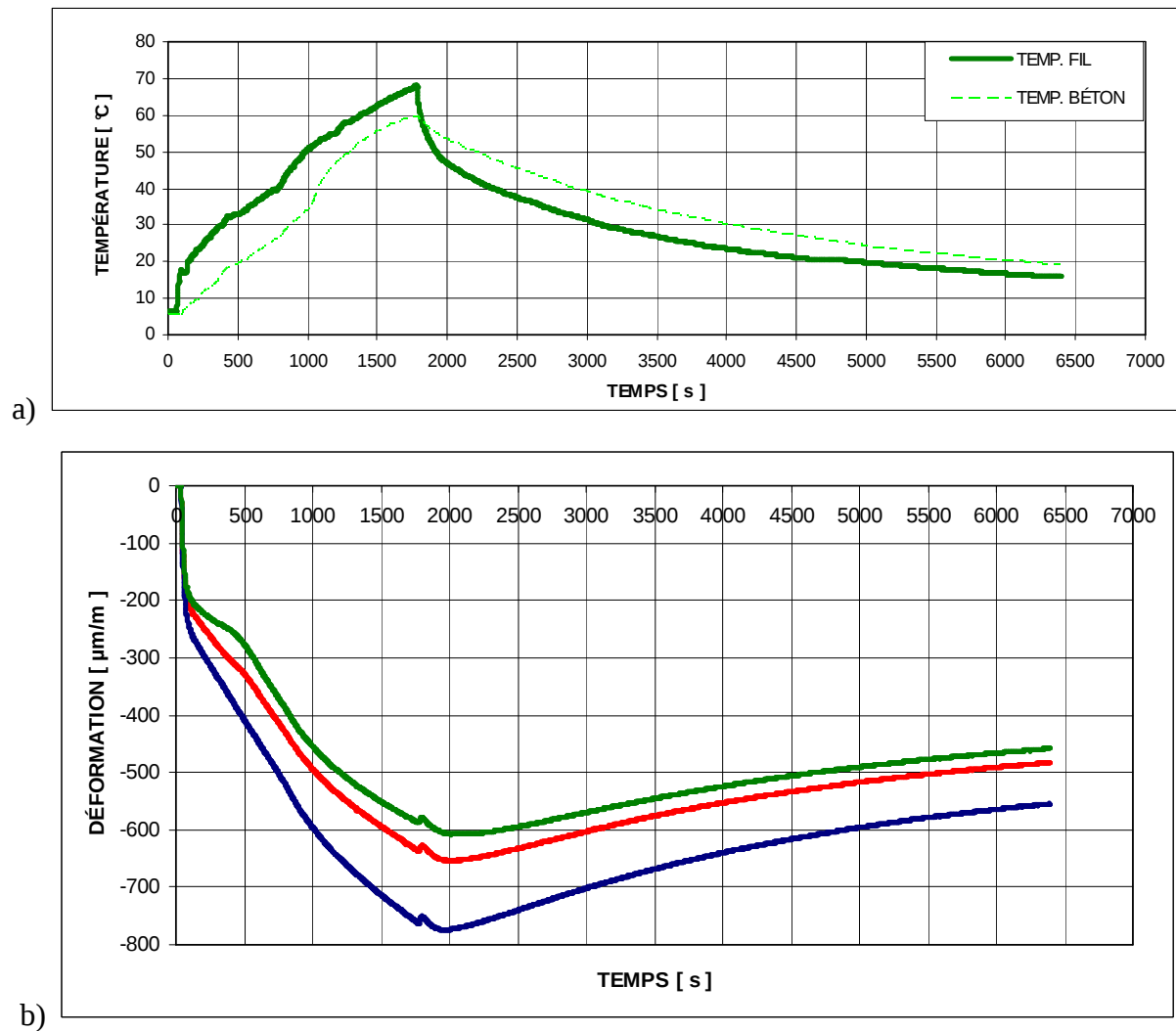


Fig. 6.20. Mesures faites durant la mise en précontrainte du cylindre creux 300 mm avec un fil Ni-Ti de diamètre 2 mm : a) diagramme température-temps, b) diagramme déformation-temps.

L'abaissement de la température jusqu'à environ $+40^{\circ}\text{C}$ n'affecte pas la déformation du béton. Par contre la poursuite du retour de l'échantillon à la température ambiante s'accompagne d'une perte partielle de la déformation obtenue.

Dans les tableaux 6-4 et 6-5 sont présentées pour chaque cylindre testé : les valeurs de la déformation circonférentielle sur la surface intérieure du béton, la température ambiante T_o , la température T_w sur la surface intérieure du béton et la température T_z du fil mesurées à la fin de l'étape de mise en précontrainte. Le cas discuté ci-dessus (fig. 6.20 et 6.21) correspond à la ligne 16 dans le tableau 6-4. Connaissant le module d'élasticité du béton (trouvé par essai), on a pu évaluer l'évolution de la contrainte moyenne de traction dans la section du fil Ni-Ti de diamètre 2 mm en fonction du temps (fig. 6.22).

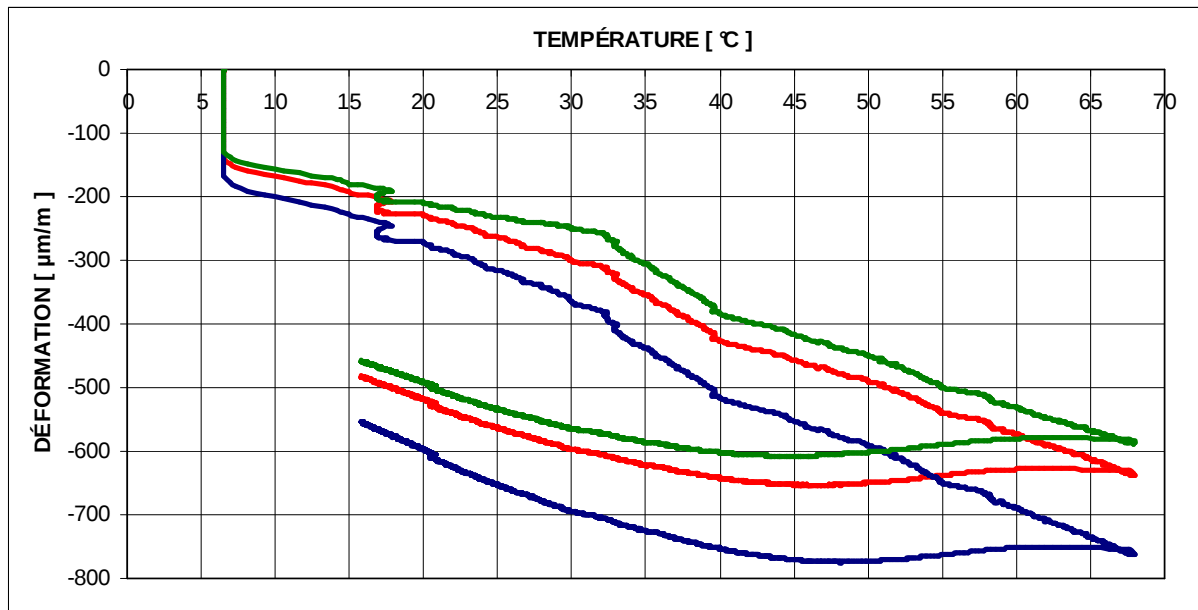


Fig. 6.21. Diagramme déformation-température au cours de la mise en précontrainte du cylindre creux 300 mm par le fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

Sur la figure 6.22, on voit une augmentation immédiate de la contrainte dans le fil jusqu'à environ 200 MPa, due à l'activation rapide de la mémoire de forme. L'augmentation de la température du fil provoque la poursuite de la transformation de la martensite orientée en austénite, ce qui entraîne une augmentation supplémentaire de la contrainte dans le fil d'AMF. Après l'arrêt du chauffage, une perte de la contrainte créée dans le fil se produit quand la température descend en-dessous de 40 °C (fig. 6.23).

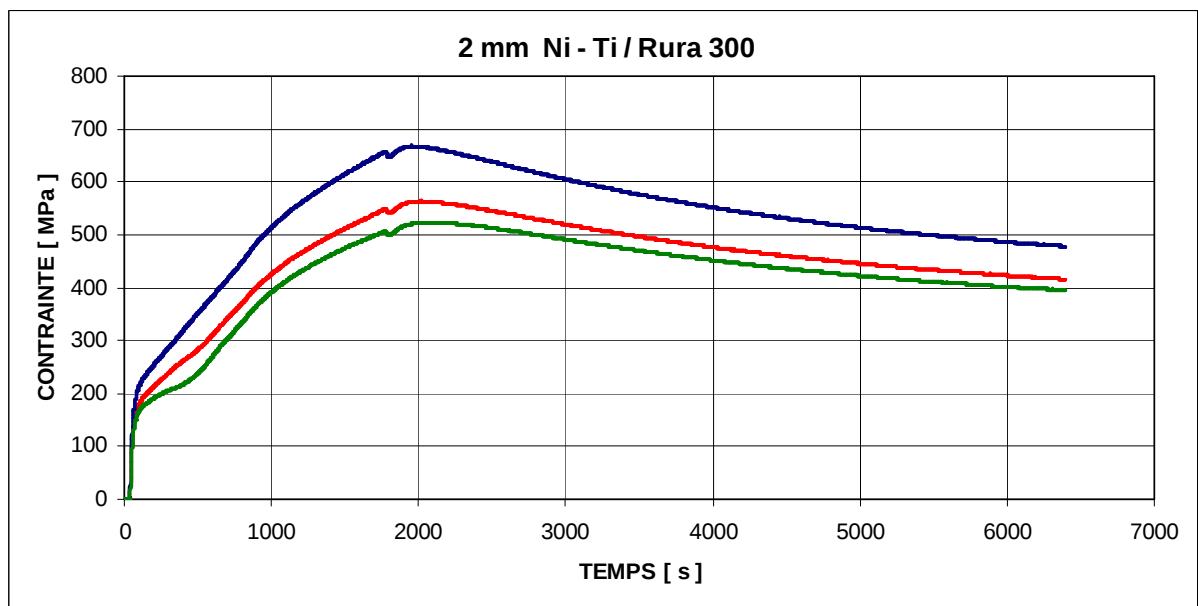


Fig. 6.22. Evolution de la contrainte dans le fil Ni-Ti de diamètre 2 mm durant l'essai de mise en précontrainte du cylindre creux de diamètre 300 mm.

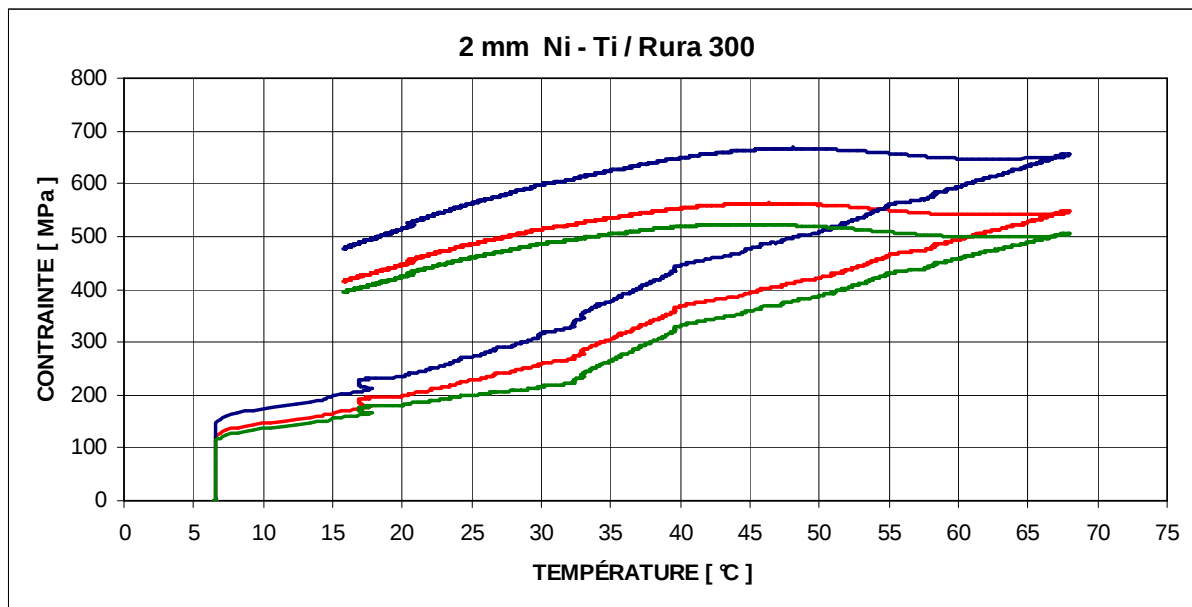


Fig. 6.23. Evolution de la contrainte en fonction de la température dans le fil Ni-Ti de diamètre 2 mm durant la mise en précontrainte du cylindre creux de diamètre 300 m.

La contrainte obtenue dans le fil à la température de chauffage maximale est la suivante (chaque valeur est calculée pour la mesure donnée par l'une des trois jauges) :

- 652,04 MPa
- 544,90 MPa => moyenne 566,44 MPa
- 502,38 MPa

La contrainte obtenue dans le fil à la fin d'essai est la suivante (chaque valeur est calculée pour la mesure donnée par l'une des trois jauges) :

- 477,70 MPa
- 415,64 MPa => moyenne 429,34 MPa
- 394,67 MPa

Ainsi on observe une perte de 24 % de la contrainte moyenne durant le refroidissement qui résulte des propriétés de l'AMF utilisé. Après prise en compte de l'effet de la température sur la déformation du béton, la contrainte dans le fil diminue de 6,5%. La valeur moyenne de la contrainte dans le fil d'AMF est égale à 401,43 MPa (tableau 6-4).

6.2.3.3 Calcul de la force dans le fil d'AMF en tenant compte de la déformation thermique du béton

Dans l'étape suivante, on prend en compte la déformation thermique du béton pendant le chauffage et le refroidissement pour le calcul de la force produite dans le fil d'AMF.

A partir des mesures données par les jauges dans les tests de mise en précontrainte, on connaît la déformation produite dans les cylindres creux en béton (mesure sur la surface intérieure). La déformation totale ε_c est définie comme la somme des déformations élastique $\varepsilon_{c,SMA}$ et thermique ε_t :

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{c,SMA} + \varepsilon_t \quad (28)$$

En supposant que les propriétés matérielles du béton sont stables et indépendantes de la température dans les conditions de réalisation de l'essai, on écrit la relation pour le calcul de la déformation thermique :

$$\varepsilon_t = \alpha_t \Delta T \quad (29)$$

avec :

$\alpha_t = 10 \cdot 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ – coefficient de dilatation thermique du béton,

ΔT - différence de température.

Pour un matériau à comportement thermoélastique linéaire isotrope, les deux effets se combinent linéairement. La relation entre contraintes et déformations s'écrit comme suit :

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= E^{-1} \cdot [\sigma_r - \nu(\sigma_c + \sigma_z)] + \alpha_t \Delta T, \\ \varepsilon_c &= E^{-1} \cdot [\sigma_c - \nu(\sigma_z + \sigma_r)] + \alpha_t \Delta T, \\ \varepsilon_z &= E^{-1} \cdot [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_c)] + \alpha_t \Delta T, \end{aligned} \quad (30)$$

avec :

ε_r, σ_r – déformation et contrainte - direction radiale,

ε_c, σ_c – déformation et contrainte - direction circonférentielle,

ε_z, σ_z – déformation et contrainte - direction longitudinale,

$\alpha_t \Delta T$ – déformation thermique isotrope du béton.

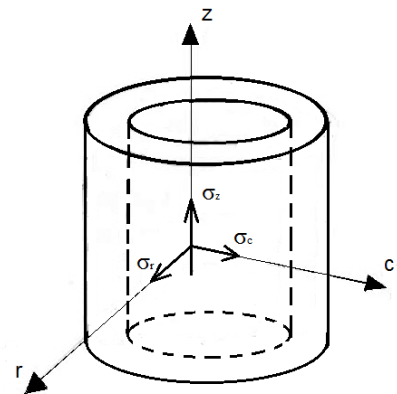


Fig. 6.24. Système de coordonnées du cylindre en béton.

A partir de la formule de Lamé-Clapeyron, il est possible de déterminer l'état de contrainte et de déformation en tout point de la paroi d'un cylindre élastique creux libre à ses deux extrémités et soumis à une pression p sur sa surface latérale extérieure :

$$\text{- tenseur contrainte: } [\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_c & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (31)$$

$$\text{avec : } \sigma_r = -\frac{p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(1 - \frac{r_1^2}{r^2} \right)$$

$$\sigma_c = -\frac{p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(1 + \frac{r_1^2}{r^2} \right)$$

$$\sigma_z = 0$$

$$\text{- tenseur déformation : } [\varepsilon] = \begin{bmatrix} \varepsilon_r & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_c & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (32)$$

$$\text{avec : } \varepsilon_r = -\frac{1}{2\mu} \frac{p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(\frac{\lambda + 2\mu}{3\lambda + 2\mu} - \frac{r_1^2}{r^2} \right) + \alpha_t \Delta T$$

$$\varepsilon_c = -\frac{1}{2\mu} \frac{p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(\frac{\lambda + 2\mu}{3\lambda + 2\mu} + \frac{r_1^2}{r^2} \right) + \alpha_t \Delta T$$

$$\varepsilon_z = \frac{\lambda}{\mu(3\lambda + 2\mu)} \frac{p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \alpha_t \Delta T$$

pour :

$$\mu = \frac{E}{2(1-\nu)} \quad \lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}$$

La pression exercée par les fils d'AMF sur la surface extérieure de tube est définie par (33) :

$$p = \frac{\pi d^2 \sigma_{SMA}}{2e(2r_2 + d)} \geq 0 \quad (33)$$

avec:

σ_{SMA} – contrainte dans le fil d'AMF,

d – diamètre du fil à mémoire de forme,

e – espacement axial entre les spires du fil d'AMF enroulé sur le cylindre creux ($e > d$),

r_2 – rayon extérieur du cylindre creux en béton.

Pour les calculs, on utilise les données suivantes :

$E_c = 36$ GPa – module d'Young de béton,

T_z – température mesurée dans le fil d'AMF à la fin de l'essai,

T_w – température mesurée sur la surface intérieure du cylindre à la fin de l'essai,

T_o - température ambiante de réalisation de l'essai,

ε_c - déformation circonférentielle du béton mesuré par les jauges à la fin de l'essai,

En profitant des équations (31), (32) et (33), on calcule pour chaque essai :

p – pression en [MPa],

σ_c – contrainte circonférentielle résiduelle (à la fin de l'essai) de compression du béton [MPa],

σ_{SMA} – contrainte de traction résiduelle (à la fin de l'essai) moyenne dans le fil AMF [MPa],

F_{SMA} – force résiduelle de précontrainte dans le fil d'AMF (à la fin de l'essai) [N].

Les valeurs calculées sont présentées dans les tableaux 6-4 et 6-5 : contrainte thermique moyenne dans le béton ($\sigma_{c,\Delta T}$), contrainte de compression circonférentielle moyenne dans le béton ($\sigma_{c,SMA}$) et contrainte de traction résiduelle moyenne dans le fil d'AMF ($\sigma_{res} = \sigma_{SMA, \text{sr}}$). La valeur appelée $\sigma_{c,NOAM}$ dans chacun de ces deux tableaux correspond à la valeur maximale atteinte par la contrainte de compression circonférentielle pour chaque cylindre testé, calculée à l'aide du logiciel NOAM sur la base de la valeur obtenue pour la force de précontrainte dans le fil Ni-Ti ou Cu-Al-Be. Cette valeur se rapporte au feuillet moyen de la paroi du cylindre creux ; elle est un peu plus petite que la contrainte circonférentielle calculée sur la base de la déformation mesurée sur la surface intérieure du cylindre creux.

Les tableaux 6-6, 6-7 et 6-8 montrent respectivement la déformation circonférentielle moyenne et la contrainte circonférentielle moyenne de compression dans le béton, ainsi que la contrainte résiduelle moyenne dans le fil d'AMF en fin d'essai (c'est-à-dire après refroidissement).

Tableau 6-4. Force moyenne calculée dans le fil de nickel-titane (18 cylindres testés).

Lp	DATE de l'essai	$\Delta L / L$	T_o	TEMPERATURE FINALE	ϵ_c	σ_c	$\epsilon_t = \alpha \Delta T$	$\sigma_{c,\Delta T}$	ρ	CONTRAINTE DE TRACTION [MPa]		CONTRAINTE DE TRACTION MOYENNE [MPa]		FORCE DANS LE FIL AMF F_{SMA} [N]	FORCE MOYENNE DANS LE FIL AMF $F_{SMA,\acute{s}r}$ [N]	
		[%]	[$^{\circ}C$]	[$^{\circ}C$]	[10^{-6}]	[MPa]	[10^{-6}]	[MPa]	[MPa]	$\sigma_{c,SMA}$	σ_{SMA}	$(\sigma_{c,NOAM})$ $\sigma_{c,SMA,\acute{s}r}$	$\sigma_{SMA,\acute{s}r}$			
CYLINDRE ϕ 200 mm - FIL ϕ 1 mm																
1	14.03.2013	3	-3	T_Z	13,27	-155,86	-5,61			0,42	-2,31	212,58	(-2,00)	194,23	166,87	152,47
				T_w	22,45	-143,20	-5,16			0,33	-1,85	170,57			133,89	
				ΔT	-9,18	-151,93	-5,47			-91,80	-3,30	0,39			-2,16	
CYLINDRE ϕ 200 mm - FIL ϕ 2 mm																
2	27.02.2013	3	4	T_Z	20,09	-420,58	-15,14			2,25	-12,53	290,12	(-13,35)	317,09	910,98	995,67
				T_w	27,35	-450,21	-16,21			2,45	-13,59	314,83			988,55	
				ΔT	-7,26	-488,00	-17,57			-72,60	-2,61	2,69			-14,95	
3	10.03.2013	3	-1	T_Z	20,32	-615,71	-22,17			3,62	-20,11	465,81	(-17,10)	408,20	1462,66	1281,76
				T_w	26,02	-486,93	-17,53			2,79	-15,48	358,45			1125,52	
				ΔT	-5,7	-537,19	-19,34			-57,00	-2,05	3,11			-17,29	
4	02.04.2013 (*)	3	3	T_Z	52,85	-388,77	-14,00			3,28	-18,24	422,34		435,49	1326,16	1367,43
				T_w	41,07	-754,60	-27,17			-	-	-			-	
				ΔT	11,78	-420,30	-15,13			117,80	4,24	3,49			-19,37	
5	02.04.2013	3	2	T_Z	20,40	-537,69	-19,36			3,11	-17,28	400,10	(-17,10)	407,70	1256,31	1280,18
				T_w	26,18	-486,92	-17,53			2,78	-15,45	357,77			1123,40	
				ΔT	-5,78	-615,81	-22,17			-57,80	-2,08	3,62			-20,09	
6	04.04.2013 (***)	3	7	T_Z	21,15	-298,89	-10,76			1,36	-7,56	174,99	(-8,55)	204,41	549,48	641,84
				T_w	30,05	-383,78	-13,82			1,91	-10,61	245,77			771,71	
				ΔT	-8,9	-319,84	-11,51			-89,00	-3,20	1,50			-8,31	
CYLINDRE ϕ 200 mm - FIL ϕ 3 mm																
7	04.03.2013	3	3	T_Z	14,49	-727,1	-26,18			4,36	-24,21	250,46	(-20,04)	210,19	1769,53	1484,97
				T_w	19,94	-662,45	-23,85			3,94	-21,89	226,39			1599,44	
				ΔT	-5,45	-467,26	-16,82			-54,50	-1,96	2,67			-14,86	
8	06.03.2013	3	4	T_Z	24,62	-724,88	-26,10			3,78	-21,01	217,31	(-16,30)	173,49	1535,33	1225,74
				T_w	38,75	-458,12	-16,49			2,05	-11,41	117,98			833,52	
				ΔT	-14,13	-638,61	-22,99			-141,30	-5,09	3,22			-17,90	
CYLINDRE ϕ 250 mm - FIL ϕ 1 mm																
9	11.03.2013	4	-1	T_Z	19,64	-137,50	-4,95			0,45	-3,05	287,37	(-2,53)	276,37	225,58	216,95
				T_w	24,91	-135,33	-4,87			0,44	-2,97	280,02			219,81	
				ΔT	-5,27	-129,93	-4,68			-52,70	-1,90	0,41			-2,78	
CYLINDRE ϕ 250 mm - FIL ϕ 2 mm																
10	05.03.2013	3	4	T_Z	24,06	-344,53	-12,40			1,14	-7,76	183,32	(-7,83)	213,66	575,64	670,89
				T_w	36,96	-	-			-	-	-			-	
				ΔT	-12,90	-415,86	-14,97			-129,00	-4,64	1,52			-10,33	
11	09.03.2013	4	0	T_Z	20,21	-295,66	-10,64			1,31	-8,92	210,82	(-9,42)	256,91	661,98	806,71
				T_w	24,99	-412,49	-14,85			1,93	-13,13	310,20			974,01	
				ΔT	-4,78	-341,39	-12,29			-47,80	-1,72	1,56			-10,57	
CYLINDRE ϕ 250 mm - FIL ϕ 3 mm																
12	11.03.2013	4	-1	T_Z	19,64	-514,28	-18,51			2,45	-16,62	175,18	(-16,58)	200,97	1237,68	1419,85
				T_w	24,91	-683,34	-24,60			3,34	-22,70	239,35			1691,00	
				ΔT	-5,27	-549,04	-19,77			-52,70	-1,90	2,63			-17,87	
13	27.02.2013 (***)	4	10	T_Z	28,12	-173,12	-6,23			0,65	-4,44	46,77	(-3,32)	40,41	329,10	284,35
				T_w	33,11	-139,61	-5,03			0,48	-3,23	34,05			239,60	
				ΔT	-4,99	-	-			-49,90	-1,80	-			-	
CYLINDRE ϕ 300 mm - FIL ϕ 1 mm																
14	12.03.2013	4	0	T_Z	29,64	-108,54	-3,91			0,39	-3,10	295,94	(-2,85)	299,10	232,32	234,80
				T_w	31,88	-105,40	-3,79			0,37	-2,99	285,16			223,85	
				ΔT	-2,24	-114,44	-4,12			-22,40	-0,81	0,41			-3,31	
CYLINDRE ϕ 300 mm - FIL ϕ 2 mm																
15	04.03.2013	3	-2	T_Z	22,96	-597,22	-21,50			2,67	-21,44	513,19	(-21,13)	553,60	1611,43	1738,32
				T_w	23,13	-760,51	-			3,40	-27,32	653,91			2053,28	
				ΔT	-0,17	-574,61	-20,69			-1,70	-0,06	2,57			-20,62	
16	11.03.2013	4	-1	T_Z	15,8	-482,32	-17,36			2,02	-16,20	387,72	(-15,30)	401,43	1217,45	1260,48
				T_w	19,04	-554,37	-19,96			2,34	-18,79	449,81			1412,41	
				ΔT	-3,24	-457,98	-16,49			-32,40	-1,17	1,91			-15,32	
CYLINDRE ϕ 300 mm - FIL ϕ 3 mm																
17	09.03.2013	3	1	T_Z	28,44	-153,82	-5,54			0,61	-4,89	52,15	(-4,94)	57,65	368,46	407,30
				T_w	30,25	-172,77	-			0,69	-5,57	59,44			419,91	
				ΔT	-1,81	-177,78	-6,40			-18,10	-0,65	0,72			-5,75	
18	12.03.2013 (**)	4	9	T_Z	25,8	-200,62	-7,22			1,82	-14,66	156,48	(-13,90)	162,00	1105,55	1144,50
				T_w	5,14	-266,13	-9,58			2,12	-17,02	181,66			1283,41	
				ΔT	20,66	-178,15	-6,41			206,60	7,44	1,72			-13,85	

(*) Essai interrompu en raison d'un problème technique
(**) Cylindre rompu pendant l'essai
 $\Delta L / L$ Déformation initiale du fil d'AMF
 T_o Température ambiante durant la pré-déformation du fil d'AMF

 T_f Température à la fin de l'essai

 T_z Température mesurée à la surface du fil d'AMF
 T_w Température mes

Tableau 6-5. Force moyenne calculée dans le fil de cuivre-béryllium-aluminium (3 cylindres testés).

Lp	DATE de l'essai	$\Delta L / L$	T_o	TEMPERATUR E FINALE		ϵ_c	σ_c	$\epsilon_t = \alpha$ ΔT	$\sigma_{c,\Delta T}$	p	CONTRAINTE DE TRACTION [MPa]		CONTRAINTE DE TRACTION MOYENNE [MPa]		FORCE DANS LE FIL AMF F_{SMA} [N]	FORCE MOYENNE DANS LE FIL AMF $F_{SMA,\acute{s}r}$ [N]
		[%]	[$^{\circ}C$]	[$^{\circ}C$]	[10^{-6}]	[MPa]	[10^{-6}]	[MPa]	[MPa]	$\sigma_{c,SMA}$	σ_{SMA}	$(\sigma_{c,NOAM})$ $\sigma_{c,SMA,\acute{s}r}$	$\sigma_{SMA,\acute{s}r}$			
CYLINDRE ϕ 200 mm - FIL ϕ 2 mm																
1	12.03.2013	2,5	1	T_Z	13,91	-363,82	-13,10			2,17	-12,04	278,82	$(-12,46)$	297,15	875,48	933,06
				T_W	16,85	-404,25	-14,55			2,43	-13,49	312,52			981,33	
				ΔT	-2,94	-389,37	-14,02			-29,40	-1,06	2,33			-12,96	
CYLINDRE ϕ 250 mm - FIL ϕ 2 mm																
2	13.03.2013	5	0	T_Z	24,85	-122,74	-4,42			0,54	-3,69	87,22	$(-4,17)$	113,81	273,86	357,37
				T_W	26,87	-179,54	-6,46			0,84	-5,74	135,53			425,56	
				ΔT	-2,02	-159,74	-5,75			-20,20	-0,73	0,74			-5,02	
CYLINDRE ϕ 300 mm - FIL ϕ 2 mm																
3	28.02.2013	3	4	T_Z	23,79	-149,00	-5,36			0,62	-4,96	118,626	$(-3,30)$	86,54	372,4841	271,72
				T_W	24,95	-89,14	-3,21			0,35	-2,79	66,8207			209,817	
				ΔT	-1,16	-97,66	-3,52			-11,60	-0,42	0,39			-3,10	

Tableau 6-6. Déformation circonférentielle moyenne du béton mesurée sur la surface interne du cylindre creux en béton : ε_c [$\cdot 10^{-6}$].

ε_c	Ni-Ti	Ni-Ti	Ni-Ti	Cu-Al-Be
	ϕ 1 mm	ϕ 2 mm	ϕ 3 mm	ϕ 2 mm
ϕ 200 mm	150,33	515,45	613,07	385,81
ϕ 250 mm	134,25	361,99	582,22	154,01
ϕ 300 mm	109,46	571,17	168,12	111,93

Tableau 6-7. Contrainte circonférentielle moyenne dans le béton provoquée par l'effet de précontrainte : $\sigma_{c,SMA}$ [MPa].

$\sigma_{c,SMA}$	Ni-Ti	Ni-Ti	Ni-Ti	Cu-Al-Be
	ϕ 1 mm	ϕ 2 mm	ϕ 3 mm	ϕ 2 mm
ϕ 200 mm	2,11	16,31	18,55	12,83
ϕ 250 mm	2,94	9,96	19,06	4,82
ϕ 300 mm	3,13	19,95	5,40	3,62

Tableau 6-8. Contrainte moyenne dans le fil d'AMF après refroidissement : σ_{res} [MPa].

σ_{res}	Ni-Ti	Ni-Ti	Ni-Ti	Cu-Al-Be
	ϕ 1 mm	ϕ 2 mm	ϕ 3 mm	ϕ 2 mm
ϕ 200 mm	194,23	377,67	191,84	297,15
ϕ 250 mm	276,37	235,29	200,97	113,81
ϕ 300 mm	299,10	477,52	57,65	86,54
MOYENNE	256,57	363,49	150,15	165,83

6.2.3.4. Influence de la prédéformation du fil Ni-Ti de diamètre de 2 mm sur la force de précontrainte obtenue

On s'intéresse ici aux essais de mise en précontrainte pour le même cylindre (diamètre 250 mm), mais pour deux prédéformations différentes du fil d'AMF Ni-Ti de 2 mm : 3 % ou 6%. L'essai a été effectué deux fois (en suivant la procédure décrite précédemment) pour chaque prédéformation du fil. La figure 6.25 montre l'évolution de la température du fil durant le chauffage et le refroidissement au cours de chaque essai. Les essais I (*próba I*) et II (*próba II*) sont réalisés pour la prédéformation du fil égale à 6%. Pour les essais III (*próba III*) et IV (*próba IV*) le fil Ni-Ti est pré-étiré à 3%. On observe que le fil d'AMF prédéformé à 3% chauffe plus rapidement que le fil prédéformé à 6%. Pour les essais I et II (prédéformation 3%), le temps nécessaire pour obtenir la température +45 °C est égal à 3000 s et il est presque trois fois plus long que pour les essais III et IV (prédéformation 3%).

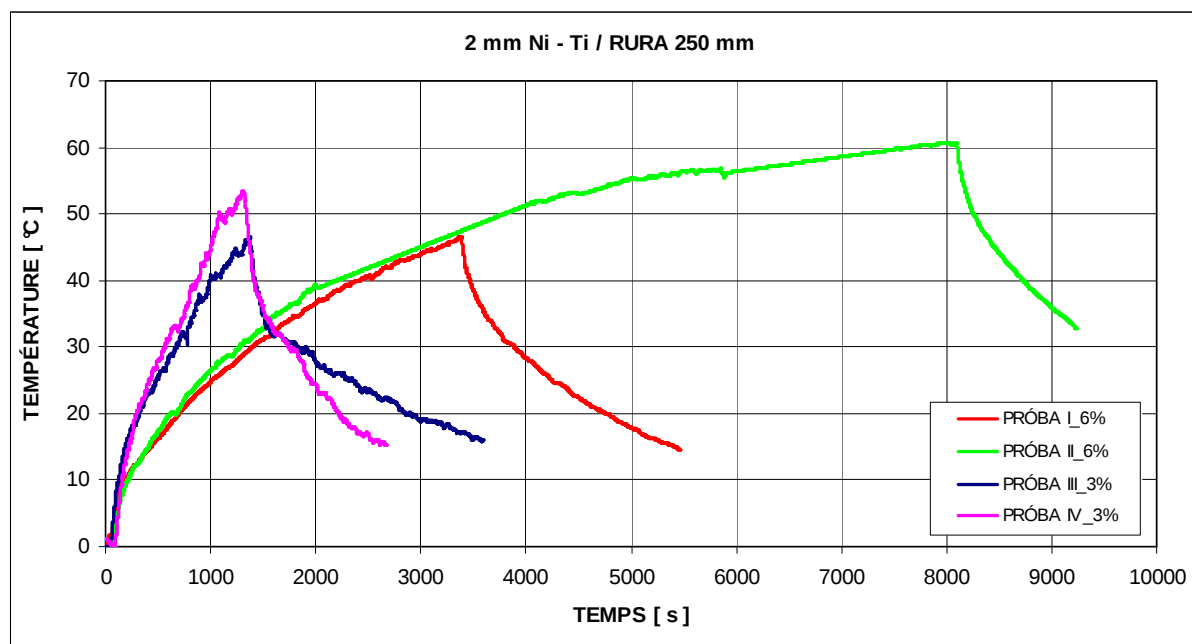


Fig. 6.25. Évolution de la température durant les quatre essais de mise en précontrainte du cylindre de diamètre 250 mm enroulé par le fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

La figure 6.26 présente l'évolution de la déformation circonférentielle du béton mesurée sur la surface intérieure du cylindre creux pour les quatre essais. On observe que l'augmentation de la déformation est comparable pour les quatre courbes durant les premières 1500 s. Puis, la déformation du béton diminue pour les essais III et IV (prédéformation 3%) du fait de la diminution de la température du fil. Pour les essais I et II (prédéformation 6%), la déformation circonférentielle du béton continue d'augmenter ; dans le cas II, elle atteint 950

$\mu\text{m}/\text{m}$ pour une température du fil de 60°C après 8000 secondes. A titre de comparaison, les déformations mesurées pour la température $+45^\circ\text{C}$ sont les suivantes :

- essai I (prédéformation du fil 6%) - $545,41 \mu\text{m}/\text{m}$
- essai II (prédéformation du fil 6%) - $547,16 \mu\text{m}/\text{m}$
- essai III (prédéformation du fil 3%) - $428,44 \mu\text{m}/\text{m}$
- essai IV (prédéformation du fil 3%) - $305,48 \mu\text{m}/\text{m}$

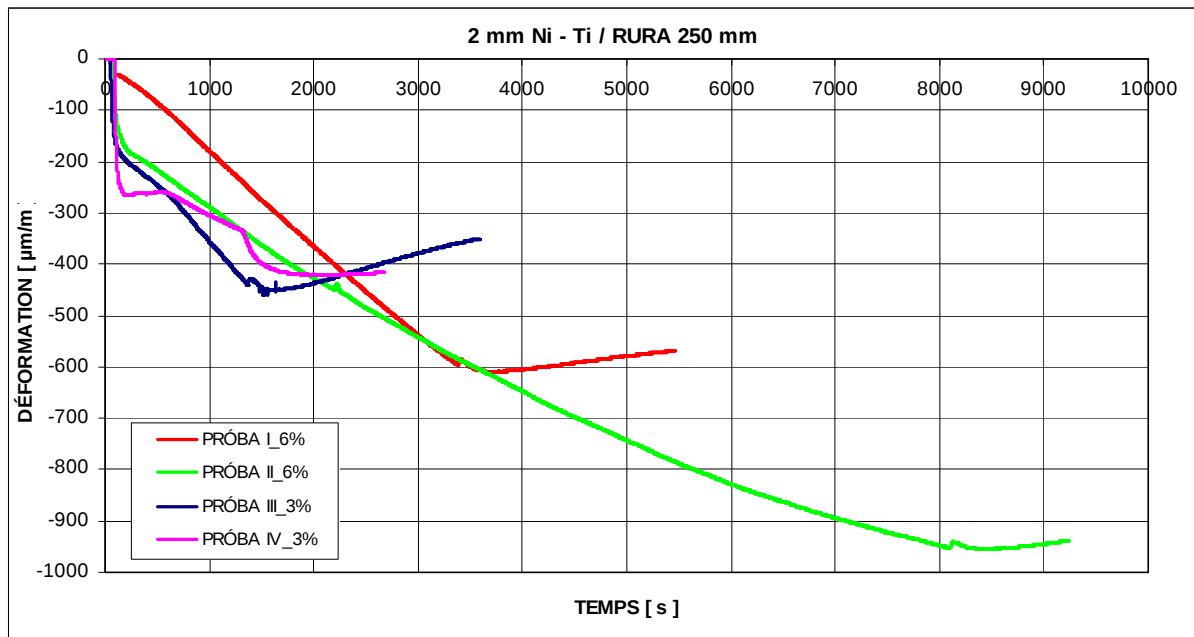


Fig. 6.26. Evolution de la déformation circonférentielle dans les quatre cylindres creux de 250 mm durant leur mise en précontrainte par le fil Ni-Ti de 2 mm - prédéformation égale à 3% ou 6%.

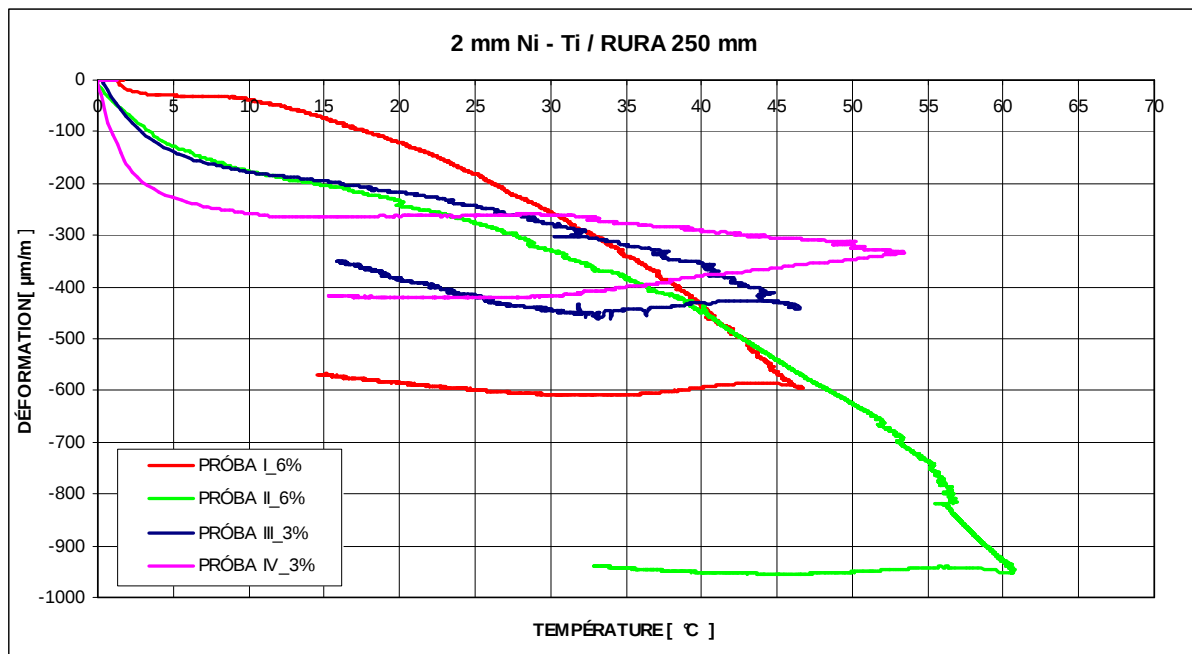


Fig. 6.27. Evolution de la déformation circonférentielle en fonction de la température durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 250 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

Sur la base des résultats obtenus dans la présente étude, on peut formuler les conclusions suivantes:

- le temps de chauffage nécessaire pour atteindre la température requise dans le fil à mémoire de forme augmente avec sa prédéformation. Dans le cas du fil Ni-Ti de diamètre 2 mm, le temps nécessaire pour obtenir une température égale à 45°C est trois fois plus longue pour le fil prédéformé à 6% que pour le fil prédéformé à 3%.
- le temps de chauffage plus long dans le cas du fil prédéformé à 6%, conduit à une élévation plus importante de la température du béton, ce qui entraîne par conséquent une déformation thermique supplémentaire du béton plus importante.
- Dans le cas du cylindre précontraint avec le fil prédéformé à 6%, une température du fil de 45°C provoque une augmentation de la déformation circonférentielle du béton de 50% par rapport à celle mesurée pour le cylindre précontrainte avec le fil prédéformé à 3%. Cette augmentation de la déformation est causée par la plus grande déformation initiale du fil et par l'effet thermique.
- Il ressort de la figure 6.27, que la déformation circonférentielle du béton se stabilise après refroidissement de l'échantillon, avec une valeur plus élevée lorsque la prédéformation du fil est plus grande.

6.2.3.5. Conditions pour l'application de la technologie de précontrainte de cylindres en béton avec chauffage des alliages à mémoire de forme par effet Joule

A la section 6.2.3.3, on a présenté les valeurs résiduelles de la contrainte circonférentielle dans le béton et celles de la contrainte dans le fil d'AMF (σ_{res}), calculées sur la base des déformations et des températures mesurées en deux points : sur la face intérieure des cylindres et sur le fil. Le fil d'AMF prédéformé est enroulé sur les cylindres creux en gardant le même pas (4 mm). La distance libre entre les spires est donc plus grande pour le fil de 1 mm que pour celui de 3 mm. Dans tous les cas, l'espace libre entre les spires était trop petite pour installer les capteurs de température sur la surface externe du cylindre creux. Pour l'analyse, on admet donc que la température de la surface extérieure du béton est égale à celle du fil enroulé. Cette hypothèse peut être considérée comme acceptable dans le cas du fil de 3 mm ; elle est sans doute plus approximative dans le cas du fil de 1 mm, du fait de la plus grande distance libre en les spires. Cependant, les cylindres étant testés en position verticale, on peut admettre que le flux d'air chaud autour des cylindres contribuait à rendre la température à peu près uniforme à la surface du béton.

Les figures 6.28, 6.29 et 6.30 montrent les évolutions des températures du béton (face intérieure du cylindre) et du fil, mesurées durant la mise en précontrainte des cylindres creux à l'aide des fils Ni-Ti de diamètres 1, 2 et 3 mm (ΔT est l'écart de température par rapport à la valeur initiale). Les mesures des températures débutent quelques secondes avant l'application du courant électrique, qui est coupé dès l'atteinte de la température attendue dans le fil, laissant ensuite le béton et le fil se refroidir naturellement.

Sur la figure 6.28, on observe une montée rapide de la température du fil dans le cas des cylindres creux avec le fil Ni-Ti de 1 mm : les températures maximales ΔT_{SMA} du fil sont atteintes quelques minutes seulement après le début de la connexion électrique. Il en résulte que la température du béton reste basse et que l'écart $\Delta T = \Delta T_{SMA} - \Delta T_{bet}$ sur l'épaisseur de la paroi du cylindre creux, atteint jusqu'à 60°C après 3 min. de chauffage. Après 5 min., ΔT sur l'épaisseur de la paroi baisse à 30°C environ. Dans le cas des cylindres creux de diamètre 200 mm, la différence de température prend des valeurs négatives. Cela signifie, qu'après l'arrêt de l'alimentation électrique, la température diminue plus rapidement dans le fil qu'à la surface intérieure du béton. Cette différence finit par s'annuler après 50 min. environ.

Pour les cylindres creux avec les fils de 2 mm et 3 mm (résistance électrique beaucoup plus basse que pour le fil de 1 mm), la durée nécessaire au chauffage par effet Joule est de 20 à 30 minutes, ce qui entraîne une augmentation importante de la température à la surface intérieure du béton. Après coupure du courant, on observe d'abord une diminution rapide de

la température du fil d'environ 20°C, suivie d'un retour plus lent vers la température ambiante. Par contre, le refroidissement du béton se fait lentement (pas d'abaissement brutal de la température), ce qui fait que les températures mesurées en fin d'essai sont plus élevées sur la surface intérieure du cylindre que sur le fil. L'écart ΔT dans l'épaisseur de la paroi de béton prend alors des valeurs négatives qui ne dépassent pas 20°C en valeurs absolues.

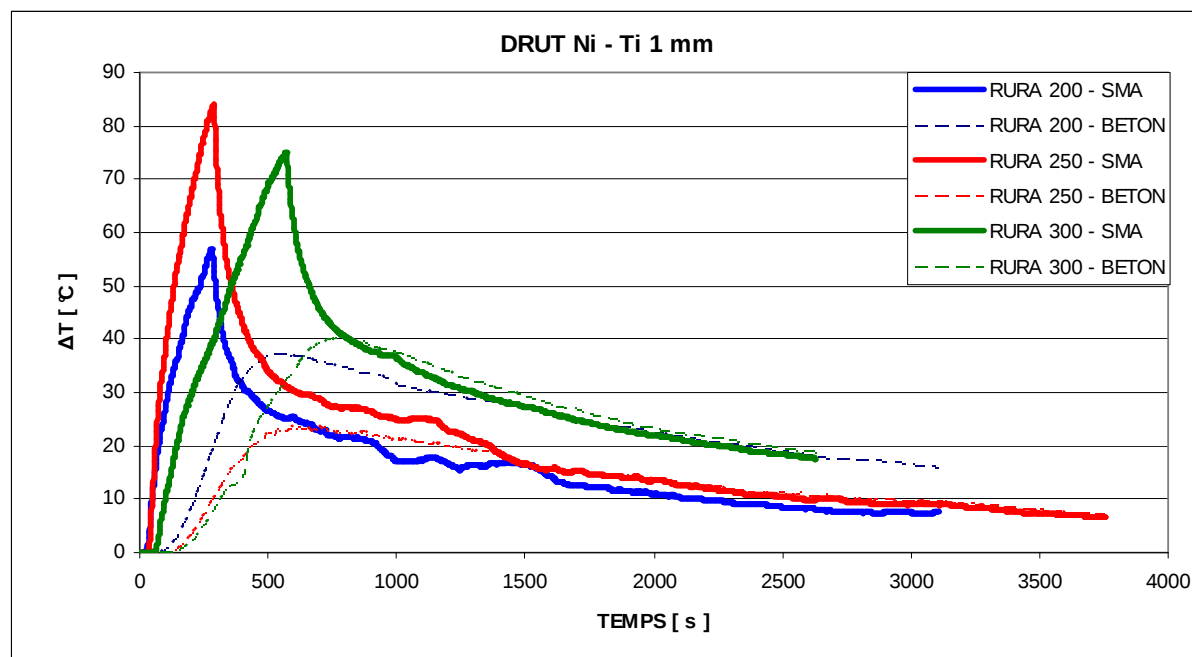


Fig. 6.28. Evolution de la température du fil Ni-Ti de 1 mm et à la surface intérieure du cylindre en béton durant les phases de chauffage puis de refroidissement (rura = cylindre creux).

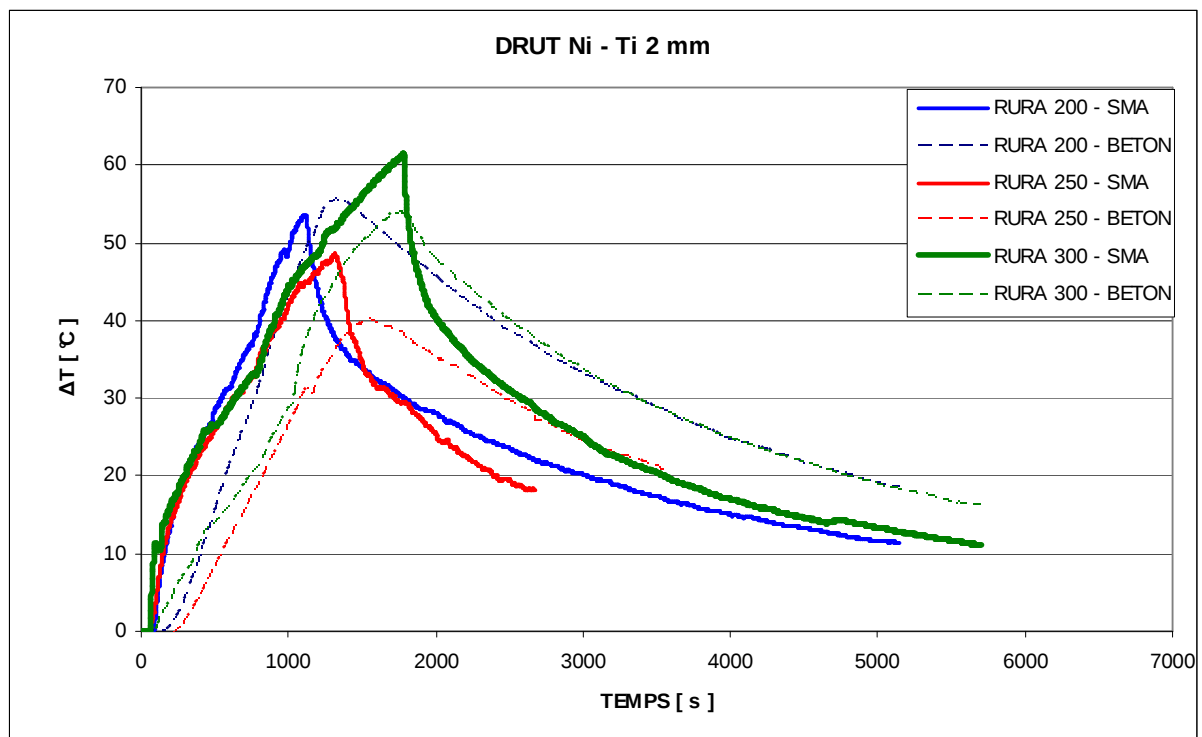


Fig. 6.29. Evolution de la température du fil Ni-Ti de 2 mm et à la surface intérieure du cylindre en béton durant les phases de chauffage puis de refroidissement (rura = cylindre creux).

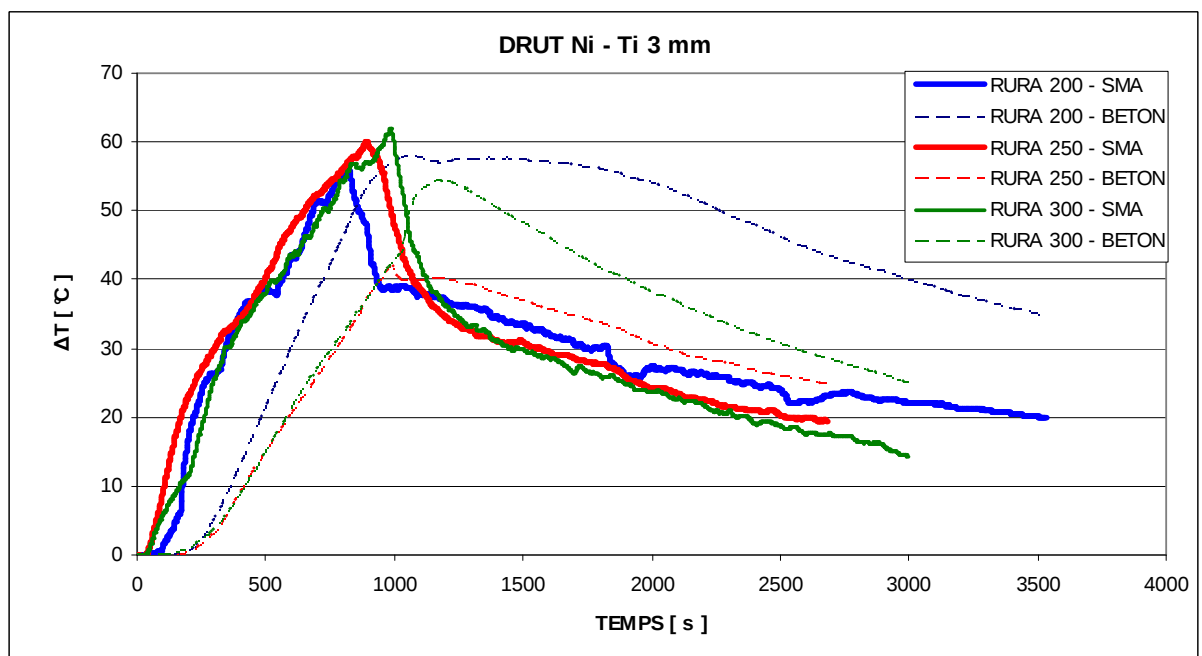


Fig. 6.30. Evolution de la température du fil Ni-Ti de 3 mm et à la surface intérieure du cylindre en béton durant les phases de chauffage puis de refroidissement (rura = cylindre creux).

Cas des cylindres R7 et R8 rompus durant l'essai.

Le cylindre R7 a été préparé selon la procédure décrite au chapitre 5.3.2 avec un fil Ni-Ti de 3 mm et de longueur 28,8 m. Après pré-étirement à 6%, le fil a été enroulé sur le cylindre comme montré sur la fig. 6.31a. On a ensuite débuté la mise en précontrainte du cylindre par activation de la transformation martensitique du fil à mémoire de forme. Pour cela, on a appliqué un courant électrique continu d'intensité $I = 15 \text{ A}$ et de voltage $U = 50,8 \text{ V}$. Le test s'est interrompu après 275 s de chauffage, du fait de la rupture du cylindre (fig. 6.35). La température du fil n'avait augmenté que de $\Delta T = 9,04 \text{ °C}$ (la quantité de chaleur générée $Q = 213,36 \text{ kJ}$). Les figures 6.32, 6.33 et 6.34 présentent respectivement les évolutions de la température du fil et des déformations longitudinale et circonférentielle sur la face intérieure du cylindre en béton.

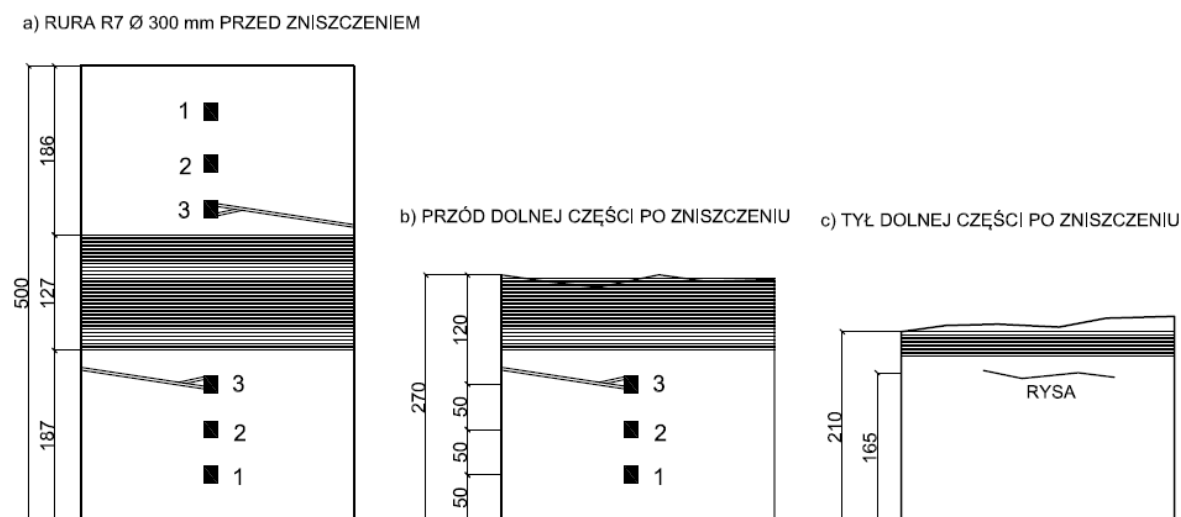


Fig. 6.31. Schéma du cylindre R7 : a) avant l'essai b) face avant de la partie inférieure du cylindre après rupture c) face arrière de la partie inférieure du cylindre après rupture.

En analysant l'évolution des déformations du béton (fig. 6.33 et 6.34), on voit qu'elles augmentent linéairement durant 60 secondes environ. Puis, on observe une accélération des déformations mesurées par les jauges CH2, CH4, CH3 et CH5 qui cessent de fonctionner après 275 secondes, ce qui correspond à la formation d'une fissure circonférentielle au niveau de ces jauges (fig. 6.31 b et c).

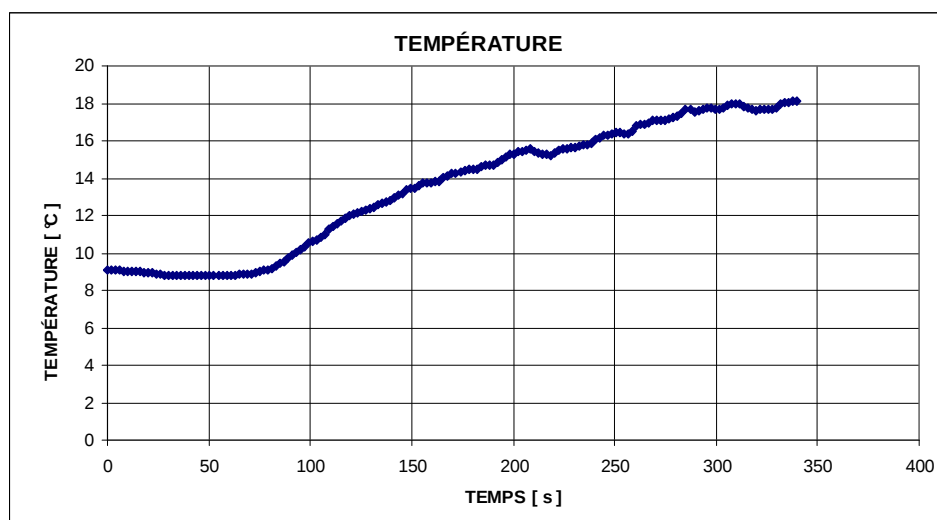


Fig. 6.32. Cylindre R7 - Evolution de la température dans le fil Ni-Ti de 3 mm.

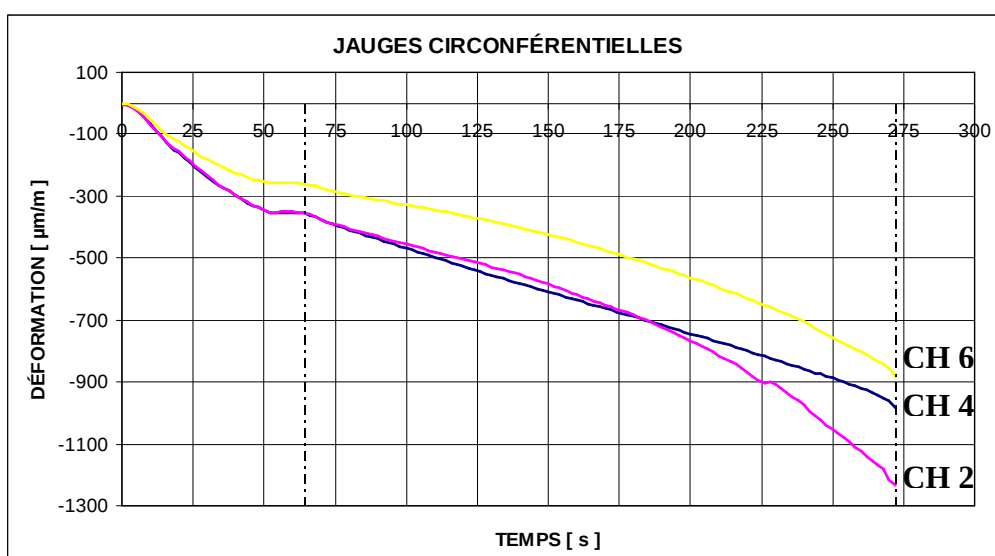


Fig. 6.33. Evolution de la déformation circonférentielle du béton - depuis le début du chauffage.

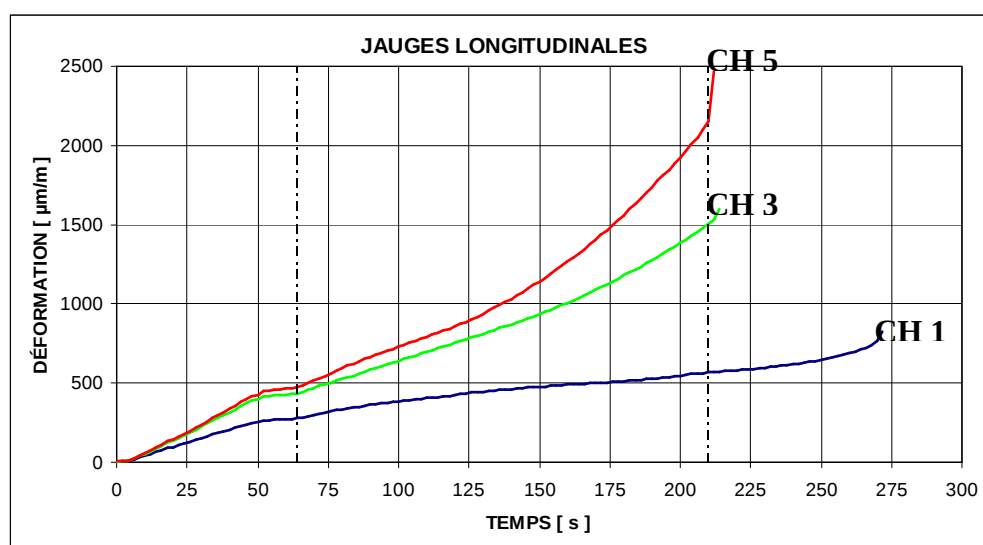


Fig. 6.34. Evolution de la déformation longitudinale du béton.

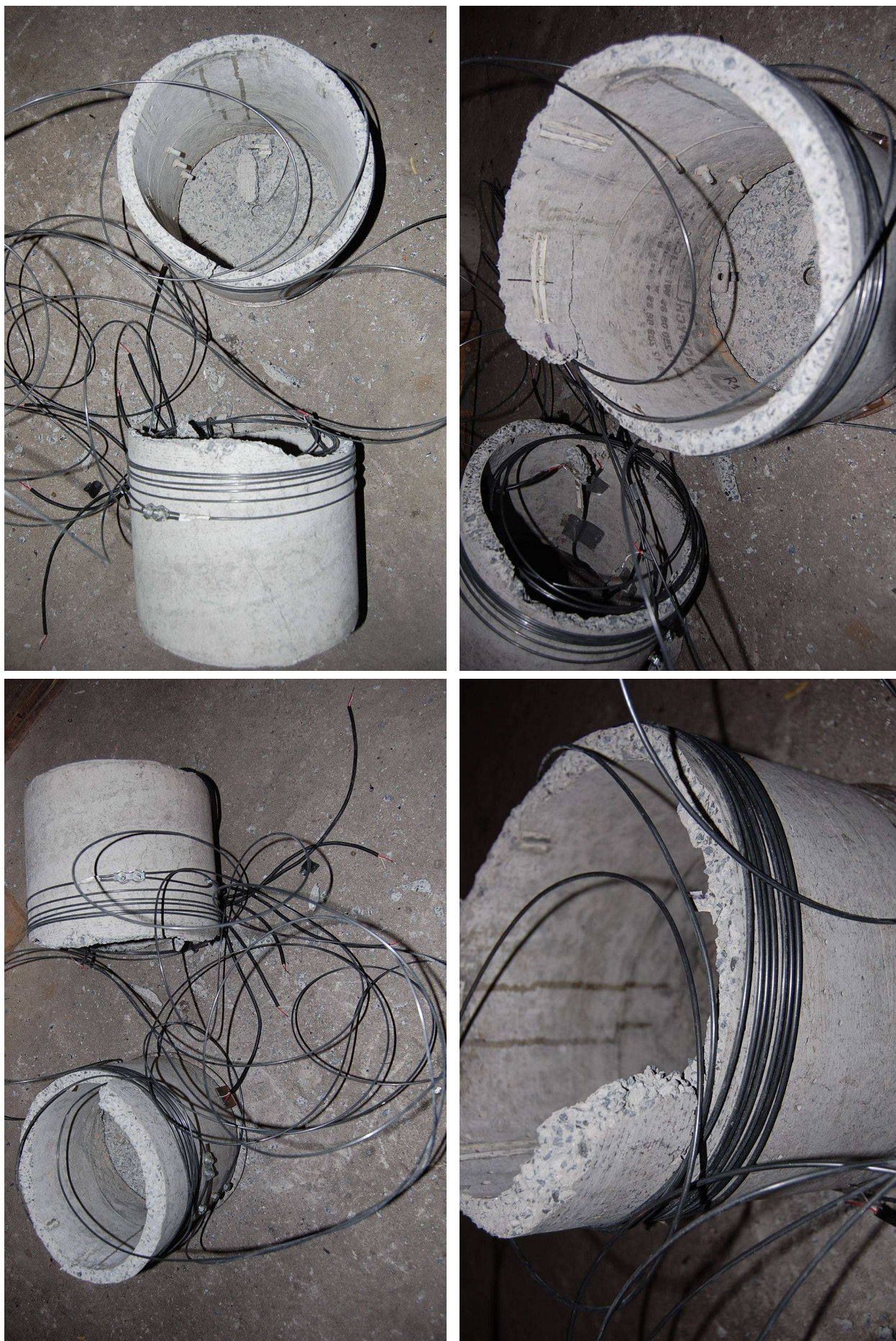


Fig. 6.35. Photos du cylindre creux R7 après rupture.

Le cylindre R8 a également été préparé selon la procédure décrite au chapitre 5.3.2 avec un fil Ni-Ti de 3 mm pré-étiré à 3 %. Le chauffage du fil a été réalisé en appliquant un courant électrique continu d'intensité $I = 20$ A et de voltage $U = 70$ V (tableau 6-4 essai 18). Les évolutions des températures du fil et du béton sont représentées sur la fig. 6.36.

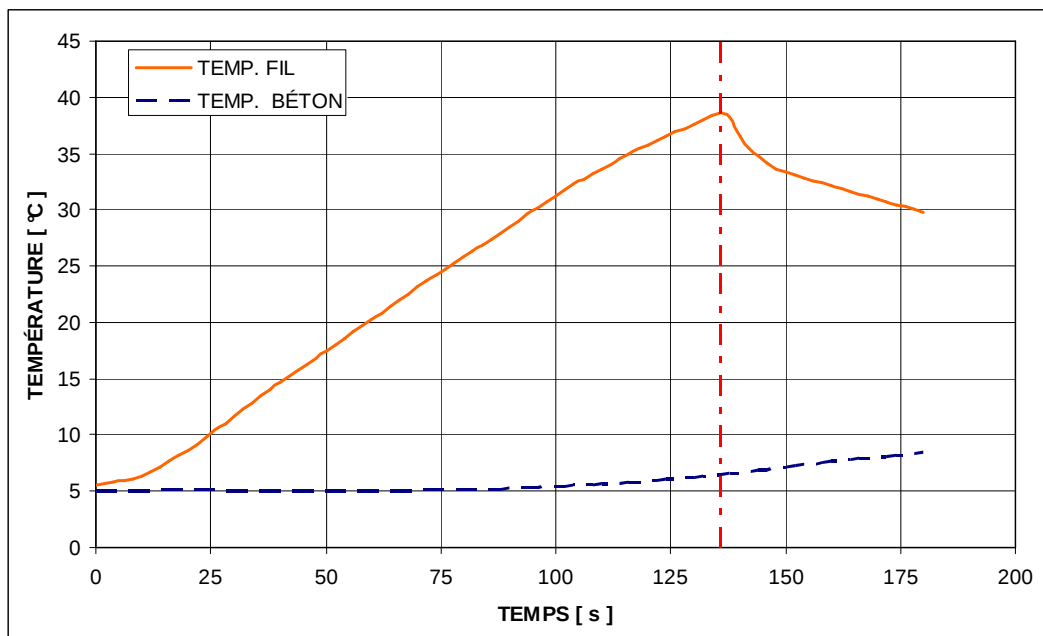


Fig. 6.36. Cylindre R8 - Evolution de la température dans le fil d'AMF - courbe orange et sur la surface intérieure du cylindre en béton - courbe bleu.

On voit que la température du fil a augmenté très rapidement jusqu'à $T_k = 38,7^\circ\text{C}$ tandis qu'elle n'a que très peu évolué à la surface du béton : l'écart de température entre les surfaces extérieure et intérieure de la paroi du cylindre était égale à $\Delta T = 32,19^\circ\text{C}$. A ce stade, le cylindre s'est fendu à la hauteur de 0,21 m. L'augmentation finale de température dans le fil et le béton a été respectivement de $25,8^\circ\text{C}$ et $5,14^\circ\text{C}$.

L'examen des déformations du béton dans les deux directions (fig. 6.37) montre que le comportement change brusquement après 64 secondes de chauffage : la déformation circonférentielle commence à diminuer tandis que les mesures données par les deux jauges longitudinales divergent rapidement.

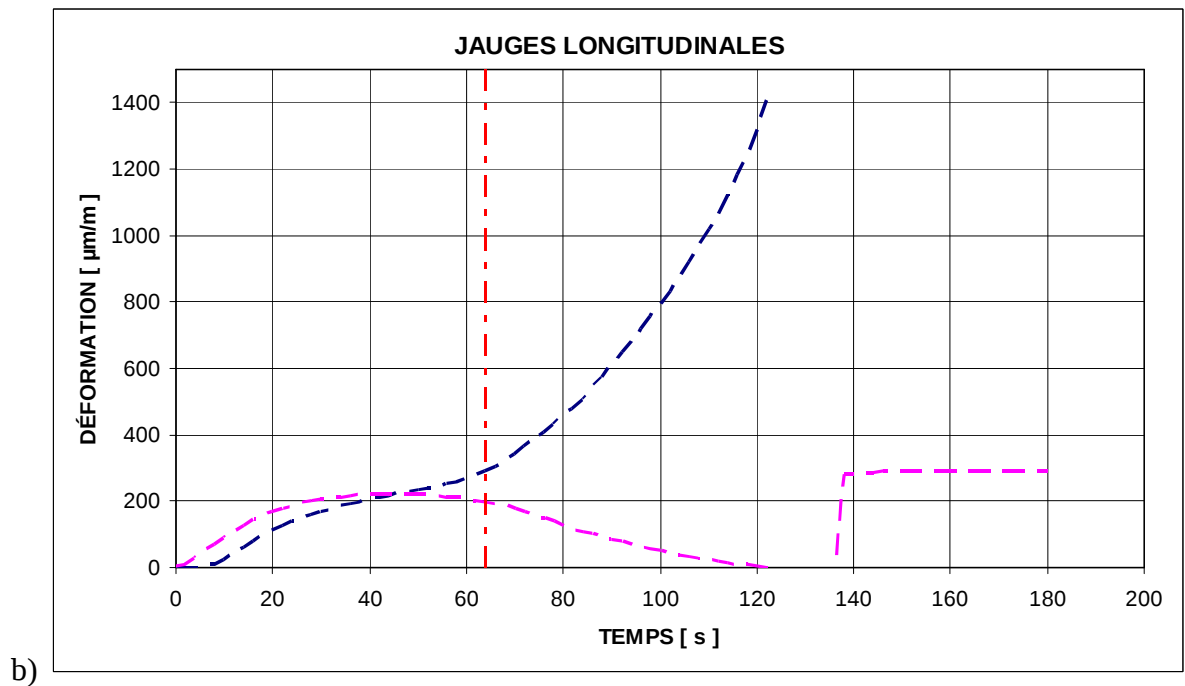
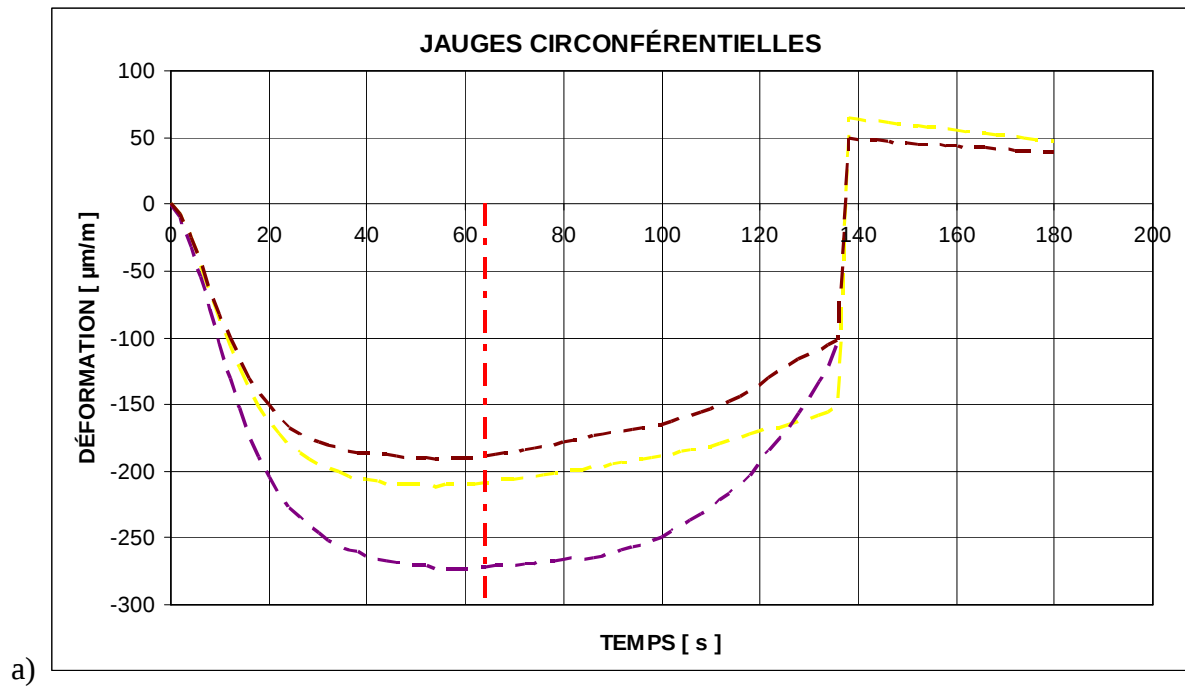


Fig. 6.37. Cylindre R8 – Déformations mesurées : a) par les jauges circonférentielles et b) par les jauges longitudinales.

Ce phénomène résulte de la formation de fissures dans la direction longitudinale. L'écart de température est de $16,37^{\circ}\text{C}$ à 64 secondes, ce qui, compte tenu du module d'élasticité du béton égal à 36,0 GPa, donne une contrainte de traction dans le béton égale à 5,9 MPa. Cette valeur dépasse la résistance du béton en traction axiale (4,4 MPa) déterminée dans les essais, ce qui explique la fissuration.

Dans les deux cas, la cause de rupture des cylindres testés est le dépassement de la résistance en traction du béton sous les effets combinés du chargement thermique et de la précontrainte. On présente ci-dessous l'analyse pour chacun des deux modes de chargement.

A. Contraintes d'origine thermique

Les cylindres creux peuvent être analysés comme des coques cylindriques minces axisymétriques, libres à leur extrémité supérieure et appuyée avec frottement sur leur face inférieure. Le respect des conditions (34) et (35) permet de les traiter comme des coques cylindriques longues. Cela signifie que la condition limite pour la face inférieure (frottement) n'a pas d'influence significative sur le comportement en zone courante.

$$l \geq \pi/\beta \text{ dla } \beta = \frac{1}{\sqrt{rh}} \sqrt[4]{3(1-\nu^2)} \quad (34)$$

$$l^2 / rh \geq 5,8 \quad (35)$$

avec :

l – longueur du cylindre creux ;

h – épaisseur de la paroi du cylindre creux ;

r – rayon de la surface moyenne ;

ν – coefficient de Poisson.

Pour calculer les contraintes thermiques, on utilise la méthode de Ghali [28]. On donne ci-dessous les équations qui donnent les efforts internes et les contraintes dans la paroi du cylindre dans les directions longitudinale et circonférentielle.

- moment méridien :

$$M_{x_{pp}}(x) := \frac{-E \cdot \alpha \cdot h^2}{12 \cdot (1 - \nu)} \cdot (t_z - t_w) \cdot \left[1 - e^{-\beta \cdot x} \cdot (\cos(\beta \cdot x) + \sin(\beta \cdot x)) - e^{-\beta \cdot (H-x)} \cdot [\cos[\beta \cdot (H-x)] + \sin[\beta \cdot (H-x)]] \right] \quad (36)$$

- moment longitudinal :

$$M_{\phi_{pp}}(x) = \frac{-E \alpha h^2}{12(1-\nu)} (t_z - t_w) [1 - \nu [e^{-\beta x} (\cos(\beta x) + \sin(\beta x))] - \nu [e^{-\beta(H-x)} [\cos[\beta(H-x)] + \sin[\beta(H-x)]]] \quad (37)$$

- force circonférentielle :

$$N\phi_{pp}(x) = \frac{-E\alpha(1+\nu)}{2r\beta^2} (t_z - t_w) [e^{-\beta x} (\cos(\beta x) - \sin(\beta x)) + e^{-\beta(H-x)} [\cos[\beta(H-x)] + \sin[\beta(H-x)]]] \quad (38)$$

- contraintes circonférentielles :

$$\sigma\phi_{ppw}(x) = -\frac{M\phi_{pp}(x)}{W_c} + \frac{N\phi_{pp}(x)}{W_c} \quad (39)$$

$$\sigma\phi_{ppz}(x) = \frac{M\phi_{pp}(x)}{W_c} + \frac{N\phi_{pp}(x)}{W_c} \quad (40)$$

- contraintes méridiennes :

$$\sigma x_{ppz}(x) = \frac{Mx_{pp}(x)}{W_c} \quad (41)$$

$$\sigma x_{ppw}(x) = -\frac{Mx_{pp}(x)}{W_c} \quad (42)$$

Les calculs ont été effectués pour chaque type de cylindre. Le but des calculs est de déterminer les valeurs de ΔT qui provoquent le dépassement de la résistance du béton à la traction (déterminée par les essais). Pour chaque type de cylindre, on a calculé les contraintes longitudinales et circonférentielles pour plusieurs valeurs de ΔT . Les résultats sont présentés sur les fig. 6.38, 6.39 et 6.40, où on a tracé respectivement :

$\sigma_{xppw}(x)$ – contrainte longitudinale sur la face intérieure du cylindre en béton,

$\sigma_{xppz}(x)$ – contrainte longitudinale sur la face extérieure du cylindre en béton,

$\sigma_{\phi ppw}(x)$ – contrainte circonférentielle sur la face intérieure du cylindre en béton,

$\sigma_{\phi ppz}(x)$ – contrainte circonférentielle sur la face extérieure du cylindre en béton.

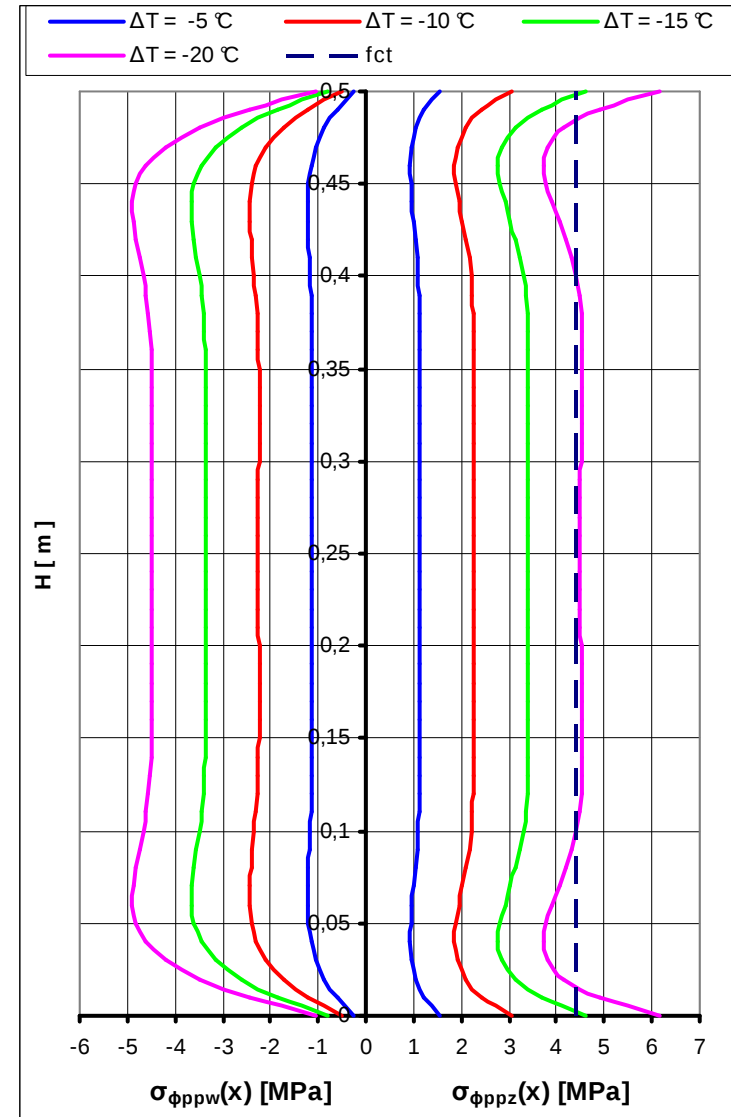
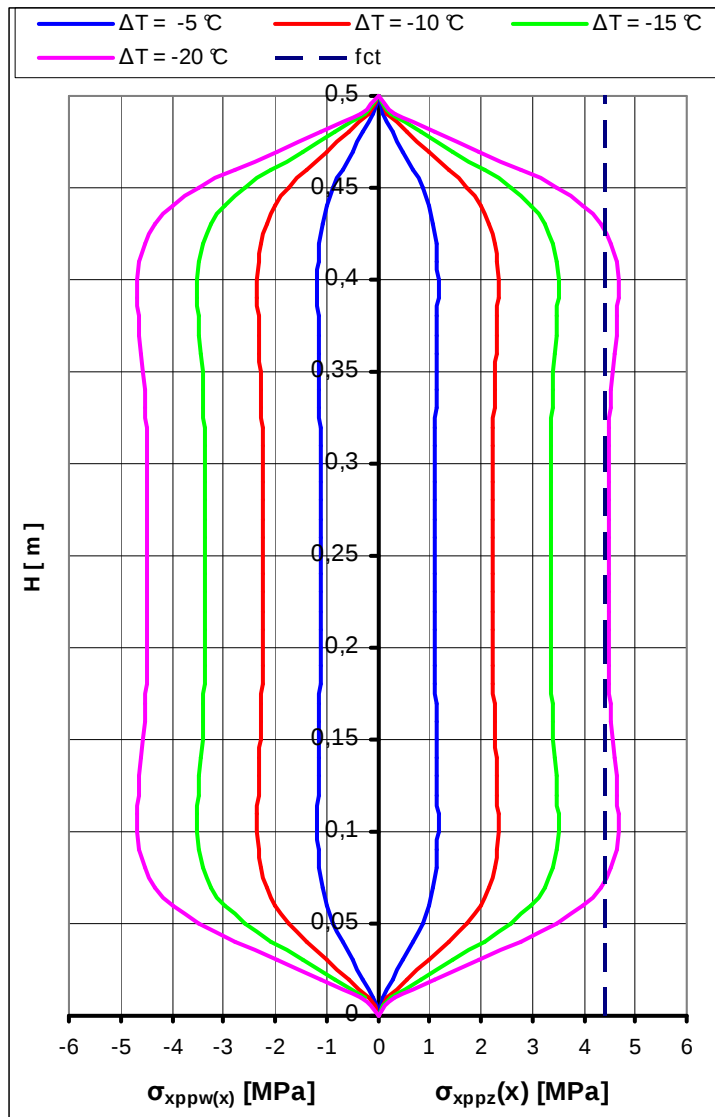


Fig. 6.38. Contraintes dans le béton dues au chargement thermique, sur les faces extérieure et intérieure de la paroi du cylindre creux de diamètre 200 mm, : a) direction longitudinale, b) direction circonférentielle.

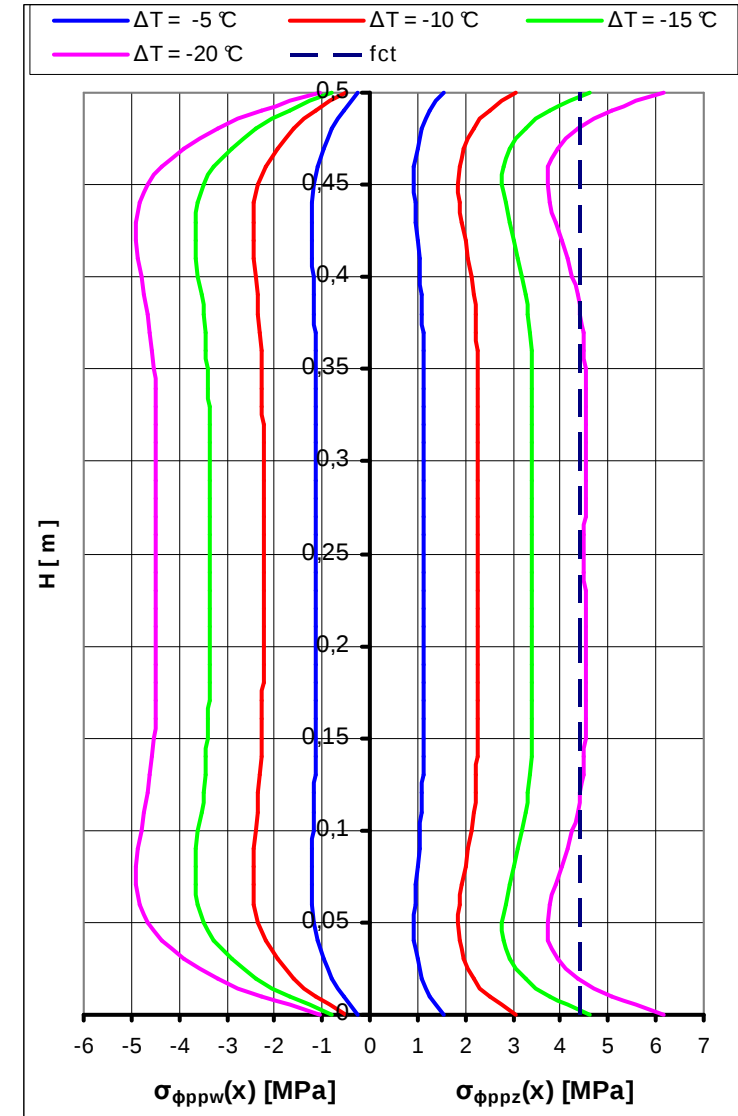
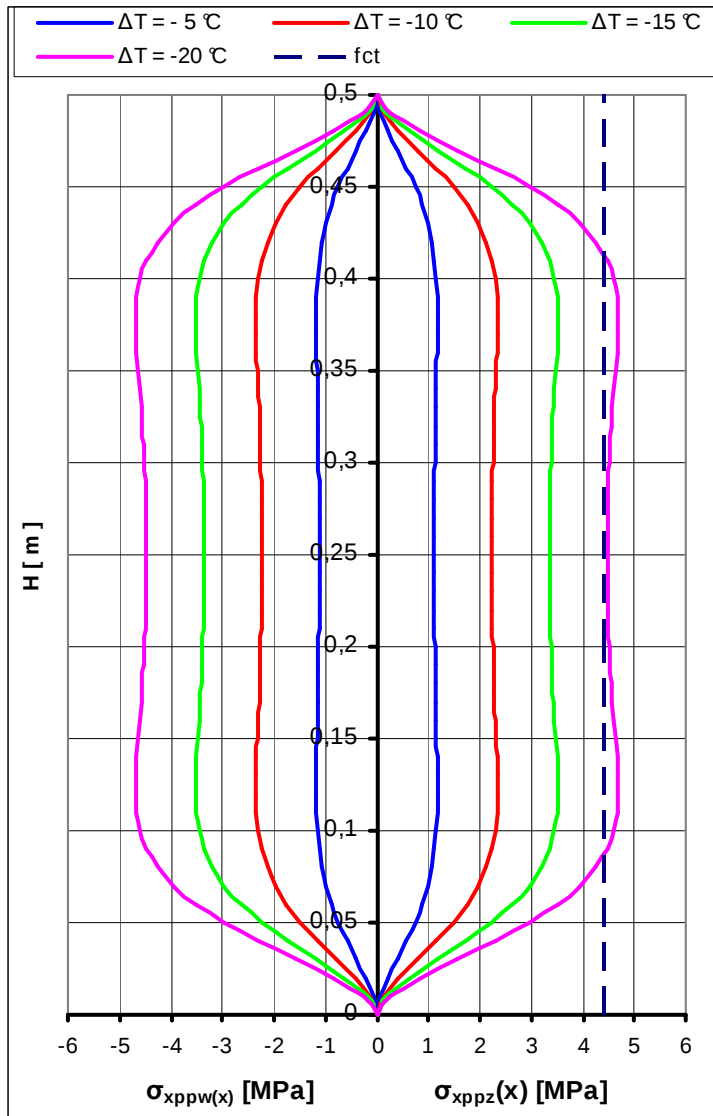


Fig. 6.39. Contraintes dans le béton dues au chargement thermique, sur les faces extérieure et intérieure de la paroi du cylindre creux de diamètre 250 mm, : a) direction longitudinale, b) direction circonférentielle.

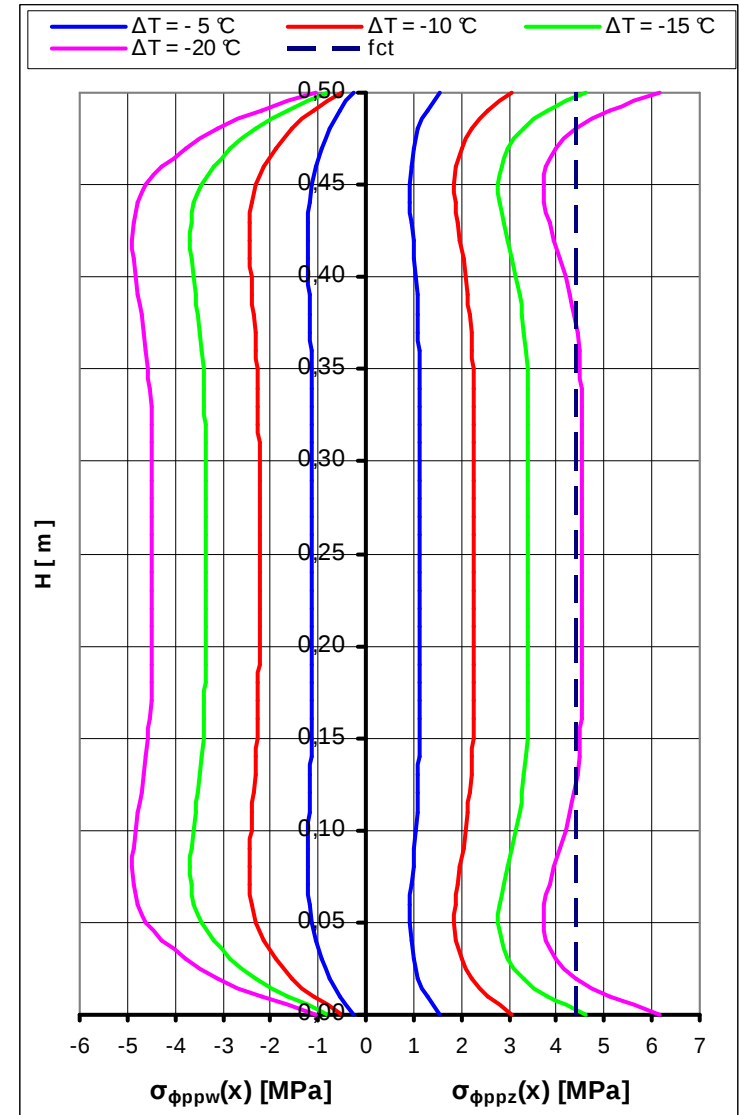
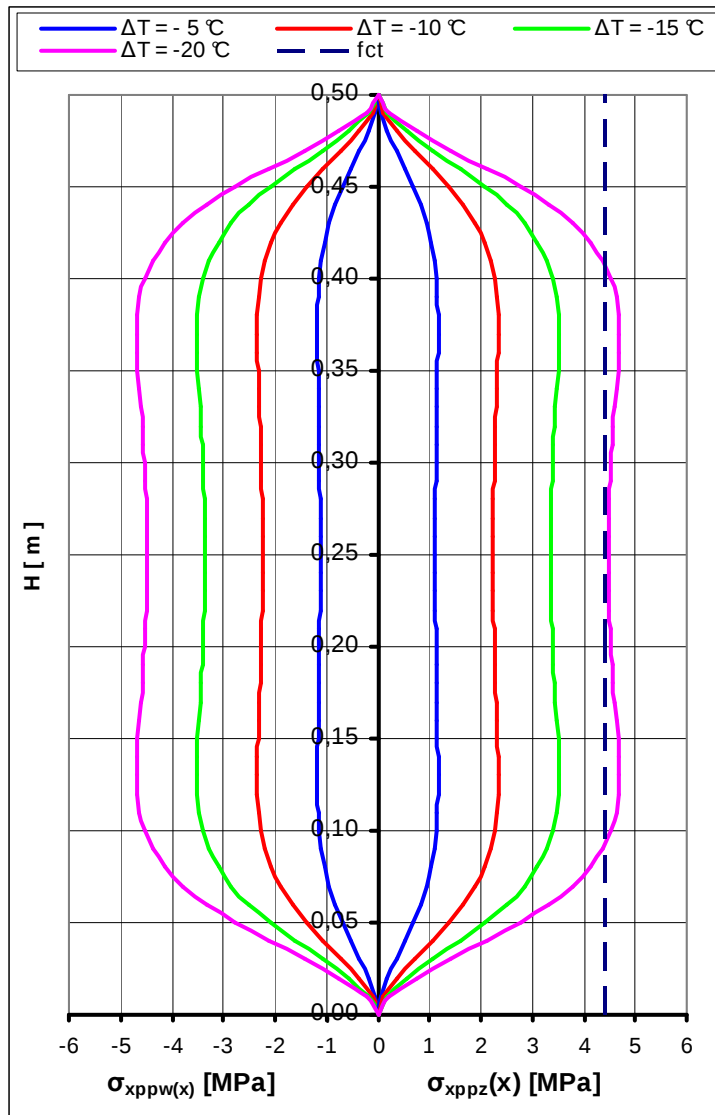


Fig. 6.40. Contraintes dans le béton dues au chargement thermique, sur les faces extérieure et intérieure de la paroi du cylindre creux de diamètre 300 mm,: a) direction longitudinale, b) direction circonférentielle.

B. Contraintes dues à l'effet de précontrainte radiale

Selon la procédure d'essai, l'effet de précontrainte résulte de la pression radiale exercée, du fait de l'activation de l'effet mémoire, par le fil d'AMF enroulé sur la surface extérieure du cylindre creux et fixé au cylindre à ses deux extrémités par des vis noyées dans le béton. Pour les calculs, on suppose que la force de précontrainte prend la forme de forces appliquées au droit des spires individuelles. Le bord supérieur du cylindre creux est supposé libre et on admet l'existence d'une force de frottement sur sa face inférieure (fonction du poids du cylindre).

Le modèle de calcul permet de déterminer les valeurs maximales des contraintes en compression circonférentielle et en traction longitudinale. Si la contrainte de traction devient supérieure à la valeur moyenne de la résistance à la traction du béton f_{ctm} , on suppose la formation d'une fissure sur la totalité de la circonférence du cylindre sur sa face interne. Le développement de la fissure en largeur et en profondeur dépend de la force de précontrainte exercée par le fil d'AMF. Pour les calculs, on admet une répartition uniforme de la force radiale de précontrainte entre les spires. Pour les cylindres creux de diamètre 200, 250 et 300 mm, les forces sont choisies dans les intervalles de 150 à 1500 N, 217 à 1420 N et 23,5 à 1740 N respectivement. Les valeurs de forces ont été choisies pour pouvoir comparer facilement les contraintes calculées avec celles présentées dans le tableau 6-4 ($\sigma_{c,SMA}$).

Les calculs sont effectués à l'aide du logiciel NOAM développé par J. Michno [49,50]. L'utilisation pratique de ce programme pour l'analyse des structures cylindriques est présentée dans [62, 63, 64]. Les valeurs obtenues pour les contraintes circonférentielles et longitudinales dans les parois des trois cylindres analysés sont données dans les tableaux 6-9, 6-10, 6-11. Leurs distributions sont représentées sur les fig. 6.41, 6.42 et 6.43.

Tableau 6-9. Contraintes circonférentielles et longitudinales dans la paroi du cylindre de diamètre 200 mm et force radiale dues à l'effet de précontrainte par le fil d'AMF.

No	EFFORTS INTERNES	FORCE DE PRECONTRAINT [N]					
		150	640	1000	1220	1280	1500
1	Contrainte de compression dans le béton (calculée) $\sigma_{c,SMA}$ [MPa]:	-2,00	-8,55	-13,36	-16,30	-17,10	-20,04
2	Contrainte de compression dans le béton (déduite des essais) $\sigma_{c,NOAM}$ [MPa]:	-2,11	-8,55	-13,69	-16,77	-17,63	-20,32
3	Contrainte longitudinale de traction dans le béton (calculée) $\sigma_{ct,SMA}$ [MPa]:	1,02	6,71	6,86	8,37	8,78	10,29
4	Force radiale de calcul Q [kN/m]:	-4,78	-20,40	-31,26	-38,89	-40,80	-46,89

Tableau 6-10. Contraintes circonférentielles et longitudinales dans la paroi du cylindre de diamètre 250 mm et force radiale dues à l'effet de précontrainte par le fil d'AMF.

No	EFFORTS INTERNES	FORCE DE PRECONTRAINT [N]				
		217	284	671	807	1420
1	Contrainte de compression dans le béton (calculée) $\sigma_{c,SMA}$ [MPa]:	-2,53	-3,32	-7,83	-9,42	-16,58
2	Contrainte de compression dans le béton (déduite des essais) $\sigma_{c,NOAM}$ [MPa]:	-2,94	-3,82	-9,04	-10,87	-19,06
3	Contrainte longitudinale de traction dans le béton (calculée) $\sigma_{ct,SMA}$ [MPa]:	9,54	12,51	29,62	35,63	62,73
4	Force radiale de calcul Q [kN/m]:	-6,16	-19,00	-22,86	-40,22	-8,04

Tableau 6-11. Contraintes circonférentielles et longitudinales dans la paroi du cylindre de diamètre 300 mm et force radiale dues à l'effet de précontrainte par le fil d'AMF.

No	EFFORTS INTERNES	FORCE DE PRECONTRAINT [N] [N]				
		235	407	1145	1260	1740
1	Contrainte de compression dans le béton (calculée) $\sigma_{c,SMA}$ [MPa]:	-2,85	-4,94	-13,90	-15,30	-21,13
2	Contrainte de compression dans le béton (déduite des essais) $\sigma_{c,NOAM}$ [MPa]:	-3,13	-5,40	-15,18	-16,77	-23,13
3	Contrainte longitudinale de traction dans le béton (calculée) $\sigma_{ct,SMA}$ [MPa]:	1,35	2,33	6,58	7,24	10,00
4	Force radiale de calcul Q [kN/m]:	-6,42	-11,16	-31,30	-34,44	-47,56

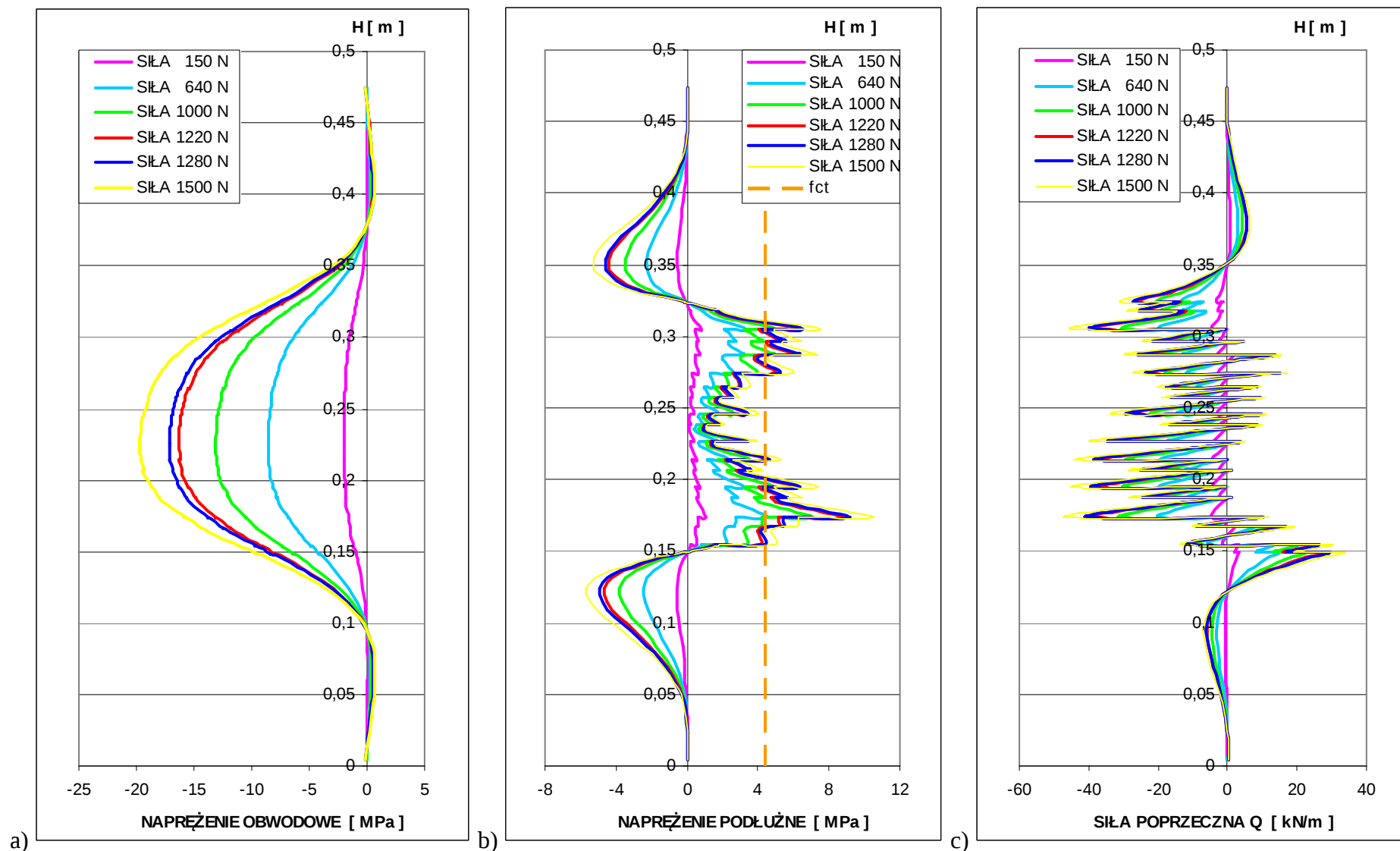


Fig. 6.41. Distribution a) des contraintes circonférentielles b) des contraintes longitudinales c) des forces transversales, pour le cylindre creux de diamètre extérieur 200 mm, précontraint par le fil Ni-Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm.

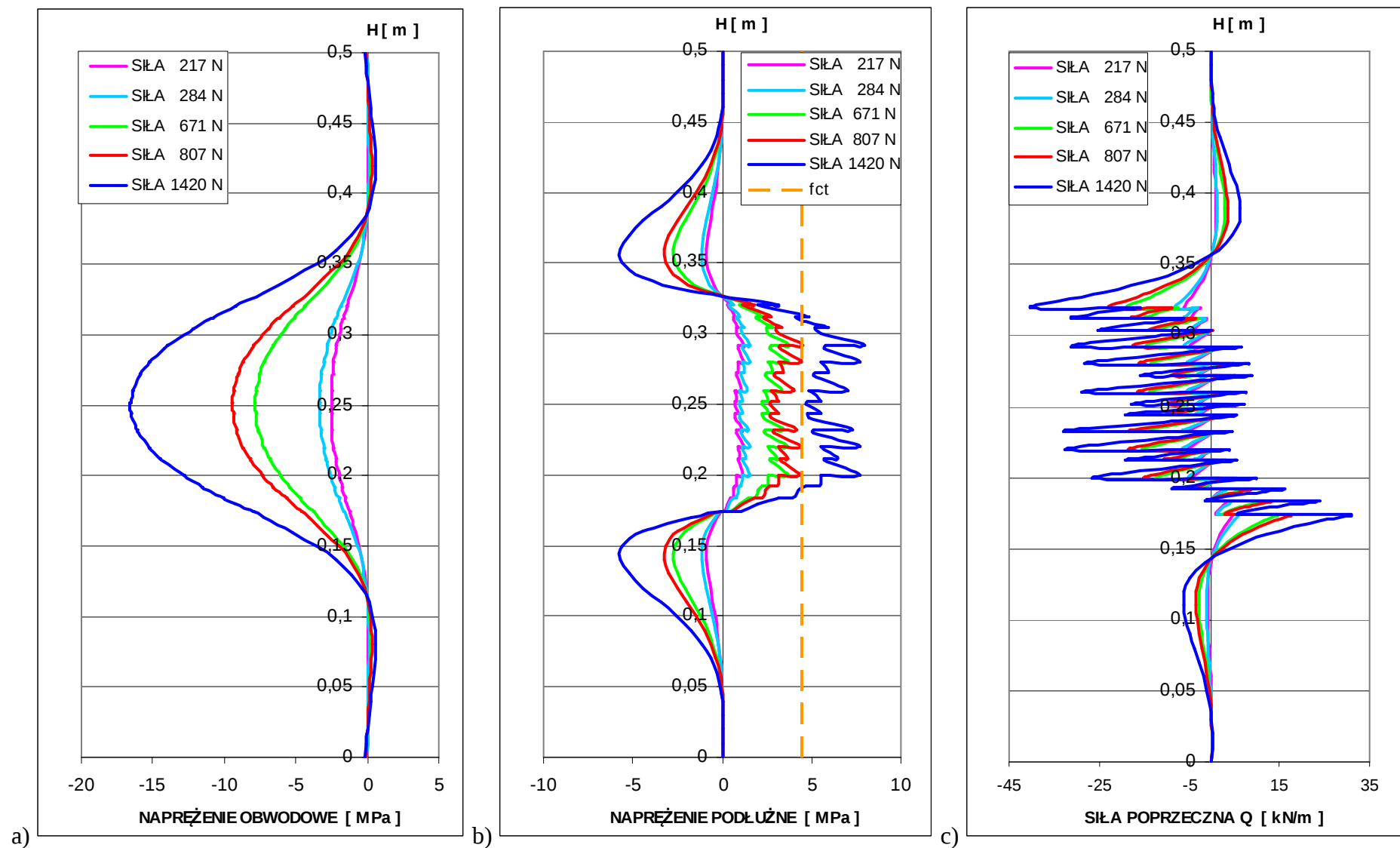


Fig. 6.42. Distribution a) des contraintes circonférentielles b) des contraintes longitudinales c) des forces transversales, pour le cylindre creux de diamètre extérieur 250 mm, précontraint par le fil Ni-Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm.

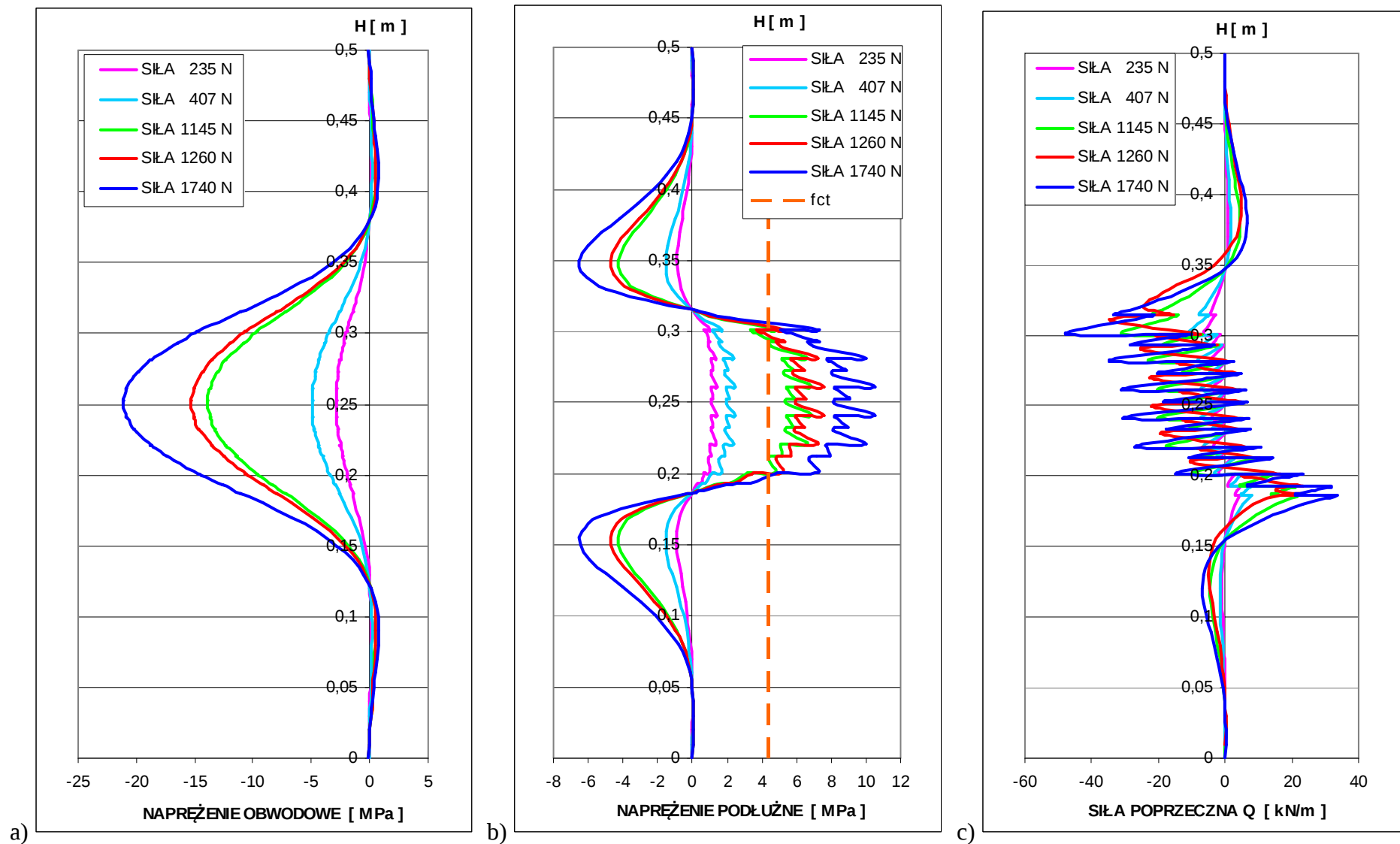


Fig. 6.43. Distribution a) des contraintes circonférentielles b) des contraintes longitudinales c) des forces transversales, pour le cylindre creux de diamètre extérieur 300 mm, précontraint par le fil Ni-Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm.

Sur la base des analyses précédentes, on constate que la combinaison des contraintes thermiques et des contraintes mécaniques de précontrainte générées par l'activation de l'effet mémoire dans les fils d'AMF par effet Joule, peut provoquer des dommages accidentels ou même des ruptures du béton. Pour évaluer ce risque, il est nécessaire de connaître l'influence du diamètre du fil et de l'espacement entre les spires, du temps de chauffage du fil et du délai de transmission de la température à la surface du béton.

Pour les calculs, on a admis par simplicité que la température de la surface extérieure du cylindre était égale à la température du fil. A titre d'exemple, si l'on refait le calcul pour le cas 5 du tableau 6-4 en supposant que la température finale à surface extérieure du béton est de 10°C plus élevée que celle du fil, la contrainte résiduelle de traction du fil devient égale à 491,6 MPa (au lieu de 407,7 MPa) et la contrainte résiduelle de compression du béton devient égale à -21,23 MPa (au lieu de -17,6 MPa). Dans la phase initiale de chauffage, la situation est inversée : la température de la surface extérieure est sans doute plus basse que la température du fil, ce qui conduit à une contrainte plus basse dans le fil. On voit donc qu'il s'agit d'une question importante qui doit être considérée pour la mise au point de la technologie de renforcement d'éléments en béton à l'aide de matériaux à mémoire de forme.

6.2.3.6. Mesure de la résistance électrique des fils à mémoire de forme durant les essais

Durant le processus de mise en précontrainte des cylindres en béton, on a effectué la mesure du voltage U [V] et de l'intensité I [A] du courant électrique. En utilisant la loi d'Ohm, on déduit l'évolution de la résistance des fils de nickel-titane et de cuivre-aluminium-béryllium. Les données des mesures et les résistances calculées sont résumées dans les tableaux 6-12 à 6-15. Chaque tableau est dédié à un type de matériau à mémoire de forme utilisé. Dans chaque tableau, on a séparé les résultats en deux groupes, d'abord ceux relatifs aux essais avec un fil d'AMF sans prédéformation, puis ceux relatifs aux essais avec un fil d'AMF prédéformé. Les résistances unitaires et moyennes, déduites des mesures pour les fils Ni-Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm, sont présentées respectivement sur les fig. 6.44, 6.45 et 6.46. Les valeurs des résistances unitaires obtenues pour le fil Cu-Al-Be de diamètre 2 mm sont présentées sur la fig. 6.47.

Tableau 6-12. Paramètres électriques des essais de mise en précontrainte des cylindres en béton par le fil Ni-Ti de diamètre 1 mm.

CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES DES ESSAIS REALISES								
No	DIAMÈTRE EXTÉRIEUR DU CYLINDRE Φ_{zew} [mm]	TYPE DE FIL AMF	LONGUEUR DU FIL AMF L [m]	TENSION DU COURANT U [V]	INTENSITE DU COURANT I [A]	RESISTANCE DU FIL AMF R [Ω]	RESISTANCE UNITAIRE DU FIL AMF R_{unit} [Ω /mb]	TYPE DE GENERATEUR DE COURANT
ESSAIS SANS PREDEFORMATION DU FIL AMF								
1	200	Ni - Ti, 1 mm	40	74	1,8	41,11	1,028	GENERATEUR SOUDAGE
2	200	Ni - Ti, 1 mm	40	252	5,9	42,71	1,068	AUTOTRANSFORMATEUR
3	200	Ni - Ti, 1 mm	40	254,5	6,0	42,42	1,060	AUTOTRANSFORMATEUR
4	200	Ni - Ti, 1 mm	40	253	6,0	42,17	1,054	AUTOTRANSFORMATEUR
5	200	Ni - Ti, 1 mm	40	251	6,0	41,83	1,046	AUTOTRANSFORMATEUR
6	200	Ni - Ti, 1 mm	40	253	6,0	42,17	1,054	AUTOTRANSFORMATEUR
7	200	Ni - Ti, 1 mm	40	248	6,0	41,33	1,033	AUTOTRANSFORMATEUR
8	300	Ni - Ti, 1 mm	40	244	6,0	40,67	1,017	AUTOTRANSFORMATEUR
9	300	Ni - Ti, 1 mm	40	248	6,0	41,33	1,033	AUTOTRANSFORMATEUR
10	250	Ni - Ti, 1 mm	40	255	6,0	42,50	1,063	AUTOTRANSFORMATEUR
11	250	Ni - Ti, 1 mm	40	253	6,0	42,17	1,054	AUTOTRANSFORMATEUR
						Moyenne	1,046	
ESSAIS AVEC FIL AMF PREDEFORME								
12	300	Ni - Ti, 1 mm	28,80	230	6,5	35,38	1,229	AUTOTRANSFORMATEUR
13	250	Ni - Ti, 1 mm	28,80	258	6,1	42,30	1,469	AUTOTRANSFORMATEUR
14	200	Ni - Ti, 1 mm	29,80	233	6,0	38,83	1,303	AUTOTRANSFORMATEUR
						Moyenne	1,333	

Tableau 6-13. Paramètres électriques des essais de mise en précontrainte des cylindres en béton par le fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES DES ESSAIS REALISES								
No	DIAMÈTRE EXTÉRIEUR DU CYLINDRE Φ_{zew} [mm]	TYPE DE FIL AMF	LONGUEUR DU FIL AMF L [m]	TENSION DU COURANT U [V]	INTENSITE DU COURANT I [A]	RESISTANCE DU FIL AMF R [Ω]	RESISTANCE UNITAIRE DU FIL AMF R_{unit} [Ω /mb]	TYPE DE GENERATEUR DE COURANT
ESSAIS SANS PREDEFORMATION DU FIL AMF								
1	200	Ni - Ti, 2 mm	42,72	72,5	6,1	11,89	0,278	GENERATEUR SOUDAGE
2	200	Ni - Ti, 2 mm	42,72	143	12,0	11,92	0,279	AUTOTRANSFORMATEUR
3	200	Ni - Ti, 2 mm	42,72	113	10,0	11,30	0,265	AUTOTRANSFORMATEUR
4	200	Ni - Ti, 2 mm	42,72	117	10,0	11,70	0,274	AUTOTRANSFORMATEUR
5	200	Ni - Ti, 2 mm	42,72	108	12,0	9,00	0,211	AUTOTRANSFORMATEUR
6	300	Ni - Ti, 2 mm	42,72	78	10,0	7,80	0,183	GENERATEUR SOUDAGE
7	300	Ni - Ti, 2 mm	42,72	75	6,0	12,50	0,293	GENERATEUR SOUDAGE
8	250	Ni - Ti, 2 mm	42,72	74,6	6,0	12,43	0,291	GENERATEUR SOUDAGE
						Moyenne	0,259	
ESSAIS AVEC FIL AMF PREDEFORME								
9	300	Ni - Ti, 2 mm	33,0	74,8	4,0	18,70	0,567	GENERATEUR SOUDAGE
10	250	Ni - Ti, 2 mm	33,0	75,1	6,0	12,52	0,379	GENERATEUR SOUDAGE
11	200	Ni - Ti, 2 mm	28,8	71,5	8,0	8,94	0,310	GENERATEUR SOUDAGE
12	200	Ni - Ti, 2 mm	28,8	72,1	7,0	10,30	0,358	GENERATEUR SOUDAGE
13	300	Ni - Ti, 2 mm	28,5	73,0	8,5	8,59	0,301	GENERATEUR SOUDAGE
14	250	Ni - Ti, 2 mm	28,5	72,7	8,5	8,55	0,300	GENERATEUR SOUDAGE
15	300	Ni - Ti, 2 mm	28,5	74,4	6,0	12,40	0,435	GENERATEUR SOUDAGE
16	250	Ni - Ti, 2 mm	28,8	71,2	7,0	10,17	0,353	GENERATEUR SOUDAGE
17	200	Ni - Ti, 2 mm	28,8	75,2	6,0	12,53	0,435	GENERATEUR SOUDAGE
18	300	Ni - Ti, 2 mm	28,8	74,2	4,5	16,49	0,573	GENERATEUR SOUDAGE
						Moyenne	0,401	

Tableau 6-14. Paramètres électriques des essais de mise en précontrainte des cylindres en béton par le fil Ni-Ti de diamètre 3 mm.

CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES DES ESSAIS REALISES								
No	DIAMÈTRE EXTÉRIEUR DU CYLINDRE Φ_{zew} [mm]	TYPE DE FIL AMF	LONGUEUR DU FIL AMF L [m]	TENSION DU COURANT U [V]	INTENSITE DU COURANT I [A]	RESISTANCE DU FIL AMF R [Ω]	RESISTANCE UNITAIRE DU FIL AMF R_{unit} [Ω /mb]	TYPE DE GENERATEUR DE COURANT
ESSAIS SANS PREDEFORMATION DU FIL AMF								
1	200	Ni - Ti, 3 mm	30,0	52,0	18	2,89	0,096	AUTOTRANSFORMATEUR
2	200	Ni - Ti, 3 mm	28,3	48,0	18	2,67	0,094	AUTOTRANSFORMATEUR
3	300	Ni - Ti, 3 mm	50,0	72,4	12	6,03	0,121	GENERATEUR SOUDAGE
4	300	Ni - Ti, 3 mm	50,0	73,7	12	6,14	0,123	GENERATEUR SOUDAGE
5	300	Ni - Ti, 3 mm	30,0	56,0	20	2,80	0,093	GENERATEUR SOUDAGE
6	250	Ni - Ti, 3 mm	30,0	62,0	25	2,48	0,083	GENERATEUR SOUDAGE
						Moyenne	0,102	
ESSAIS AVEC FIL AMF PREDEFORME								
7	300	Ni - Ti, 3 mm	28,2	50,8	15	3,39	0,120	GENERATEUR SOUDAGE
8	250	Ni - Ti, 3 mm	28,8	63,7	19	3,35	0,116	GENERATEUR SOUDAGE
9	250	Ni - Ti, 3 mm	28,8	54,3	16	3,39	0,118	GENERATEUR SOUDAGE
10	250	Ni - Ti, 3 mm	28,8	66,2	18	3,68	0,128	GENERATEUR SOUDAGE
11	200	Ni - Ti, 3 mm	28,8	59,5	17	3,50	0,122	GENERATEUR SOUDAGE
12	200	Ni - Ti, 3 mm	28,7	57,9	16	3,62	0,126	GENERATEUR SOUDAGE
13	300	Ni - Ti, 3 mm	28,8	67,0	18	3,72	0,129	GENERATEUR SOUDAGE
14	300	Ni - Ti, 3 mm	29,0	73,0	21,5	3,40	0,117	GENERATEUR SOUDAGE
						Moyenne	0,123	

Tableau 6-15. Paramètres électriques des essais de mise en précontrainte des cylindres en béton par le fil Cu-Al-Be de diamètre 2 mm.

CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES DES ESSAIS REALISES								
No	DIAMÈTRE EXTÉRIEUR DU CYLINDRE Φ_{zew} [mm]	TYPE DE FIL AMF	LONGUEU R DU FIL AMF L [m]	TENSION DU COURANT U [V]	INTENSITE DU COURANT I [A]	RESISTANCE DU FIL AMF R [Ω]	RESISTANCE UNITAIRE DU FIL AMF R_{unit} [Ω/mb]	TYPE DE GENERATEUR DE COURANT
ESSAIS SANS PREDEFORMATION DU FIL AMF								
1	200	Cu - Al - Be, 2 mm	35,8	22,0	21	1,048	0,029	AUTOTRANSFORMATEUR
2	200	Cu - Al - Be, 2 mm	35,8	29,0	38	0,763	0,021	GENERATEUR SOUDAGE
3	300	Cu - Al - Be, 2 mm	30,0	32,0	52	0,615	0,021	GENERATEUR SOUDAGE
4	300	Cu - Al - Be, 2 mm	35,8	30,0	36	0,833	0,023	GENERATEUR SOUDAGE
5	250	Cu - Al - Be, 2 mm	35,8	30,3	30	1,010	0,028	GENERATEUR SOUDAGE
6	250	Cu - Al - Be, 2 mm	35,8	33,0	30	1,100	0,031	GENERATEUR SOUDAGE
						Średnia	0,026	
ESSAIS AVEC FIL AMF PREDEFORME								
7	300	Cu - Al - Be, 2 mm	18,00	23,7	26	0,912	0,051	GENERATEUR SOUDAGE
8	200	Cu - Al - Be, 2 mm	18,00	24,5	41	0,598	0,033	GENERATEUR SOUDAGE
9	250	Cu - Al - Be, 2 mm	16,20	16,1	32	0,503	0,031	GENERATEUR SOUDAGE
10	200	Cu - Al - Be, 2 mm	13,75	10,8	24	0,450	0,033	GENERATEUR SOUDAGE
						Średnia	0,037	

Les résultats obtenus pour le fil Ni-Ti de 1 mm (fig. 6.44) montrent que la résistance du fil non-étiré est presque constant. Par contre, celle du fil prédéformé est plus élevée et elle diffère en fonction des essais. Ceci est dû à la présence de martensite orientée dans le fil d'AMF pré-étiré (voir le chapitre 4.3 consacré à la résistance du fil de nickel-titane). Ceci est également observé pour les autres fils. Pour les fils Ni-Ti 2mm, Ni-Ti 3mm et Cu-Al-Be 2mm sans prédéformation, il existe une petite variation de résistance qui a pu être provoquée par l'existence de contacts entre certaines spires.

La résistance du fil est inversement proportionnelle à la section transversale du fil, elle est donc plus petite pour les fils de plus grand diamètres. La figure 6.48 résume les valeurs des résistances obtenues en fonction des diamètres pour tous les tests effectués. La résistance unitaire la plus faible, égale à $0,026 \Omega / \text{ml}$, est obtenue pour le fil Cu-Al-Be de 2 mm.

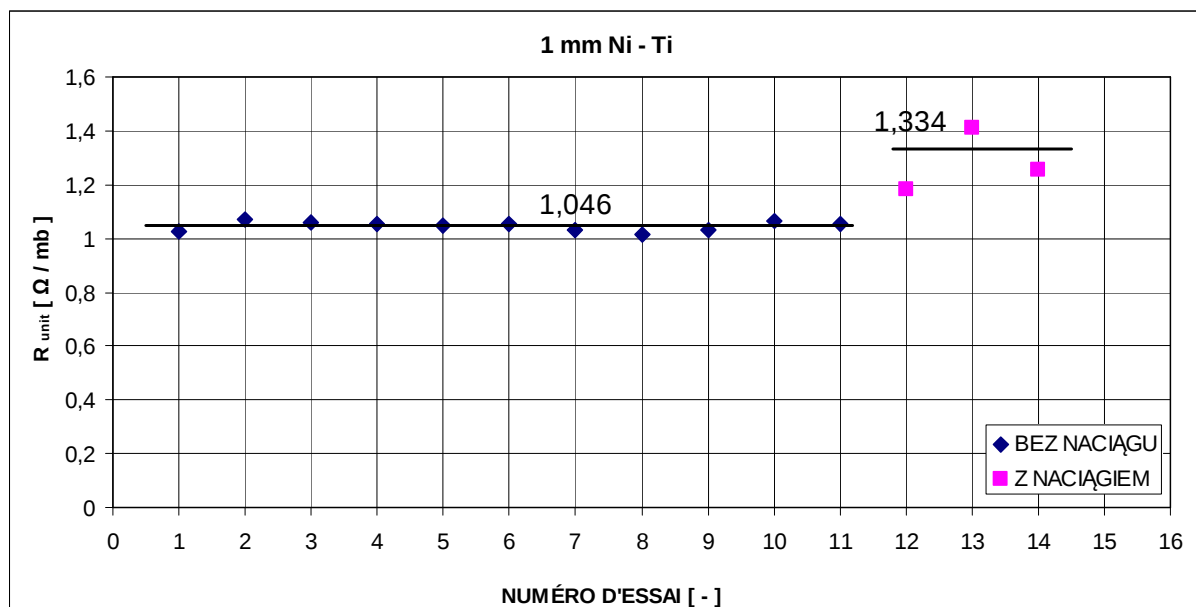


Fig. 6.44. Résistance électrique du fil Ni-Ti de diamètre 1 mm enroulé sur le cylindre en béton (bez naciągu = non-prédéformé et z naciągiem = prédéformé).

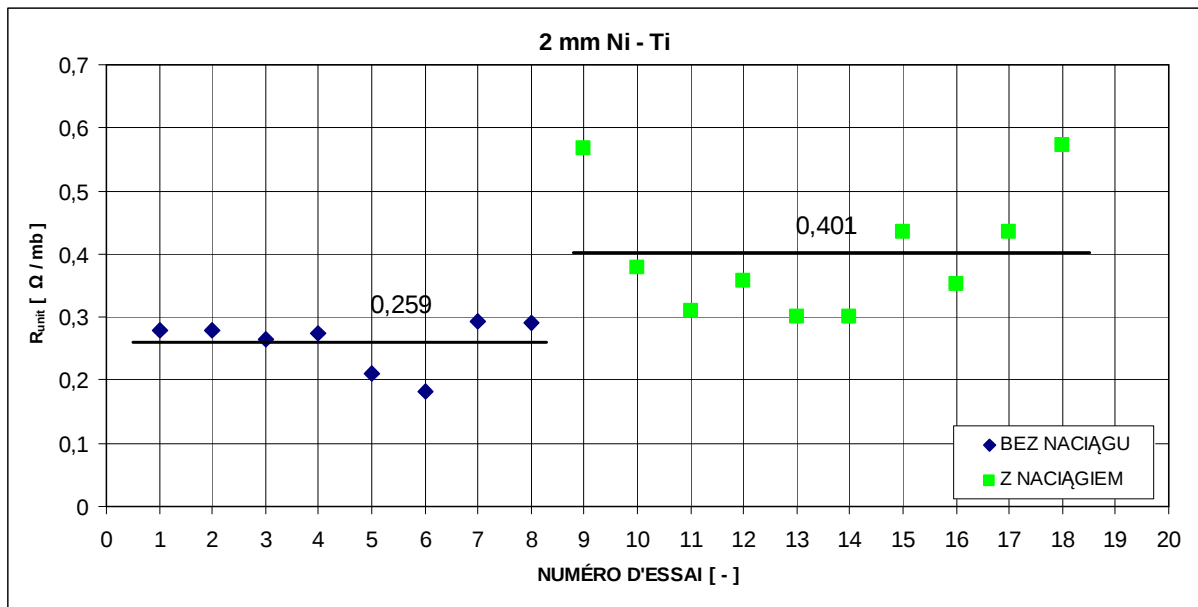


Fig. 6.45. Résistance électrique du fil Ni-Ti de diamètre 2 mm enroulé sur le cylindre en béton (bez naciągu = non-prédéformé et z naciągiem = prédéformé).

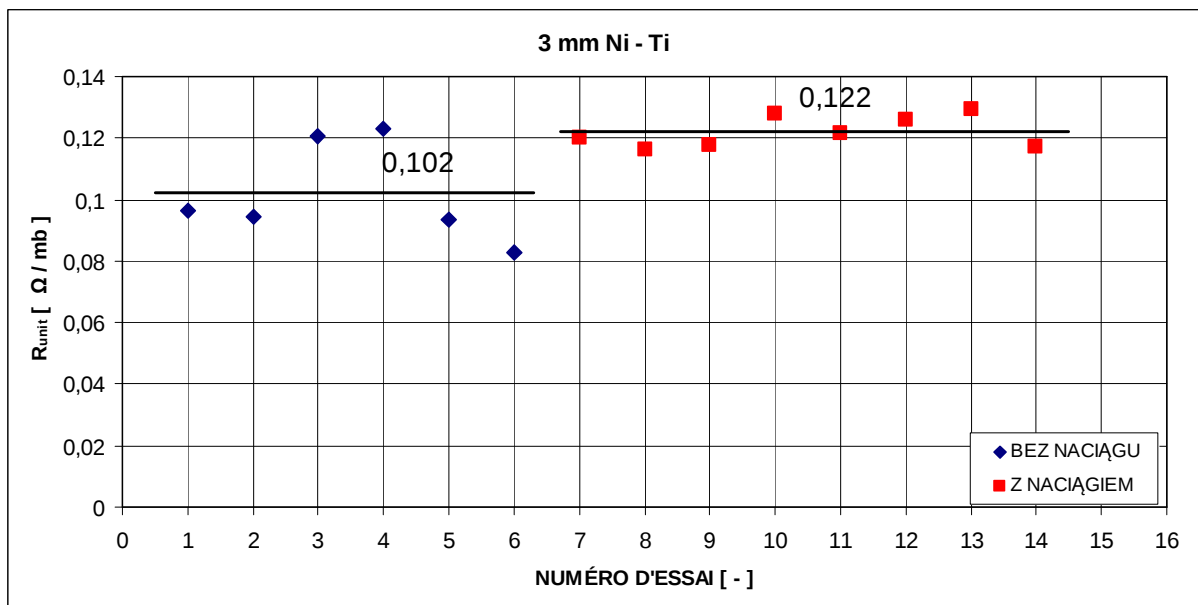


Fig. 6.46. Résistance électrique du fil Ni-Ti de diamètre 3 mm enroulé sur le cylindre en béton (bez naciągu = non-prédéformé et z naciągiem = prédéformé).

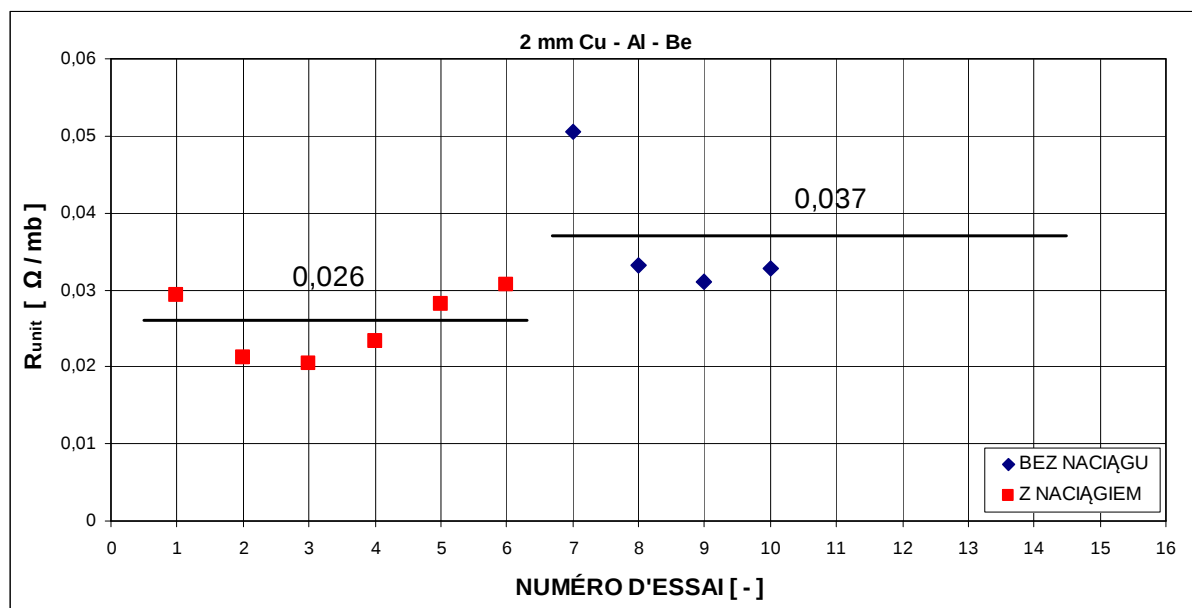


Fig. 6.47. Résistance électrique du fil Cu-Al-Be de diamètre 2 mm enroulé sur le cylindre en béton (bez naciagu = non-prédéformé et z naciagiem = prédéformé).

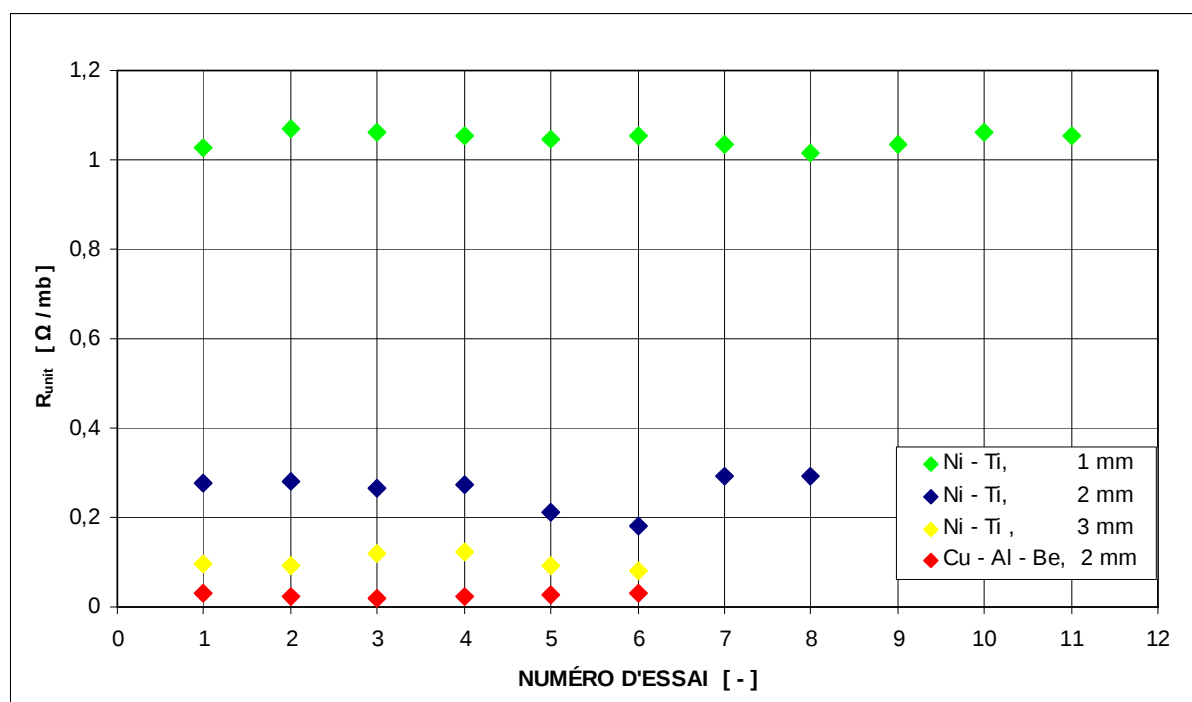


Fig. 6.48. Comparaison de la résistance électrique des fils à mémoire de forme sans prédéformation et enroulé sur le cylindre en béton.

A partir des sections des fils et des valeurs déterminées pour les résistances unitaire et moyenne, on a calculé la résistivité des alliages testés. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau 6-16.

Tableau 6-16. Résistances unitaires et résistivités des alliages testés.

TYPE D'ALLIAGE	S [mm ²]	TYPE D'ESSAI			
		SANS PREDEFORMATION		AVEC PREDEFORMATION	
		R _{unit} [Ω/mb]	ρ [μΩ m]	R _{unit} [Ω/mb]	ρ [μΩ m]
Fil Ni - Ti, 1 mm	0,785	1,046	0,821	1,334	1,047
Fil Ni - Ti, 2 mm	3,140	0,259	0,813	0,401	1,259
Fil Ni - Ti, 3 mm	7,065	0,101	0,721	0,122	0,862
Fil Cu - Al - Be, 2 mm	3,140	0,026	0,082	0,037	0,116

Il faut noter que dans une étude expérimentale préliminaire effectuée à l'Institut Pascal à Clermont-Ferrand, on avait obtenu une résistance unitaire égale à 1,048 Ω / ml et une résistivité égale à 0,823 μΩ.m pour le fil Ni-Ti de diamètre 1 mm.

6.3. Essais de précontrainte extérieure des poutrelles en béton à l'aide du fil d'AMF prédéformé

La précontrainte des poutrelles en béton est réalisée selon la procédure décrite dans la section 6.1.2. La procédure comprend quatre étapes. On prépare l'armature de précontrainte sous la forme de fils de longueur 0,5 m refroidis au-dessous de la température M_f et ensuite chauffés à la température A_f . Les fils préparés sont ensuite pré-étirés à l'aide de la machine de traction (fig. 6.49) avec une vitesse d'étirement égale à 1 mm/min. (100 pré-étirements effectués au total). Le programmeur qui pilote le fonctionnement de la machine assure la répétitivité de la traction des fils.

On a préparé l'ensemble des fils d'AMF avant la réalisation des tests de précontrainte des poutrelles, comme suit :

- fil Ni-Ti de 1 mm: 5 séries de 5 fils pré-étirés à 3%,
- fil Ni-Ti de 2 mm: 3 séries de 5 fils pré-étirés à 3%,
- fil Ni-Ti de 3 mm: 9 séries de 3 fils pré-étirés à 3%,
- fil Ni-Ti de 3 mm: 2 séries de 3 fils pré-étirés à 6%,
- fil Cu-Al-Be de 2 mm: 2 séries de 6 fils pré-étirés à 3%.

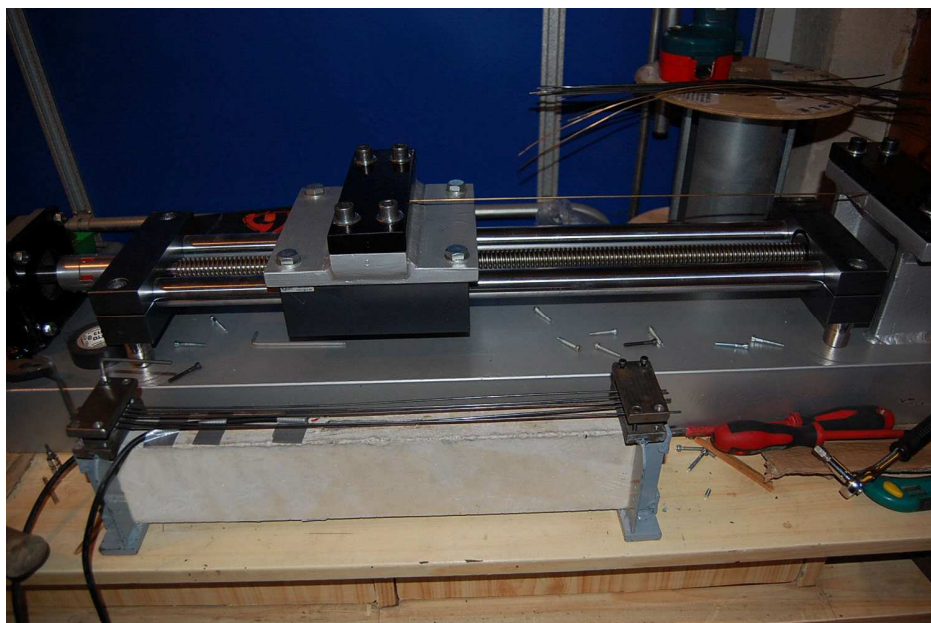


Fig. 6.49. Machine spécialement conçue et réalisée pour étirer les fils à mémoire de forme.

La figure 6.49 montre des fils nickel-titane en cours de montage sur une poutrelle. Des jauges extensométriques de longueur 75 mm ont d'abord été collées à mi-portée sur les faces supérieure et inférieure. Les déformations mesurées serviront pour évaluer les contraintes dans le béton et les fils au cours de l'essai. Les fils d'AMF pré-étirés sont fixés sur la poutrelle, à une distance de 20 mm de la face supérieure de la poutrelle, avec une distance constante entre les fils. Deux borniers en cuivre fixés aux extrémités des fils permettent de les connecter au circuit électrique (fig. 6.50).

Le système de mesure est constitué des jauges extensométriques et des capteurs de température reliés à un pont de mesure Quantum, d'un ampèremètre et d'un voltmètre. Une poutrelle témoin sans fils est utilisée pour la compensation thermique (fig. 6.51). Durant l'essai, le passage du courant électrique est maintenu jusqu'à l'obtention d'une température supérieure à A_f de l'alliage à mémoire de forme utilisé.

Au total, on a réalisé 21 essais de précontrainte extérieure des poutrelles en béton, en utilisant quatre types de fils à mémoire de forme. Les informations détaillées pour chaque test sont données dans le tableau. 6-17. On trouve les informations suivantes : le type et le nombre de fils utilisés, la prédéformation initiale des fils, la température maximale à laquelle les fils d'AMF ont été chauffés.

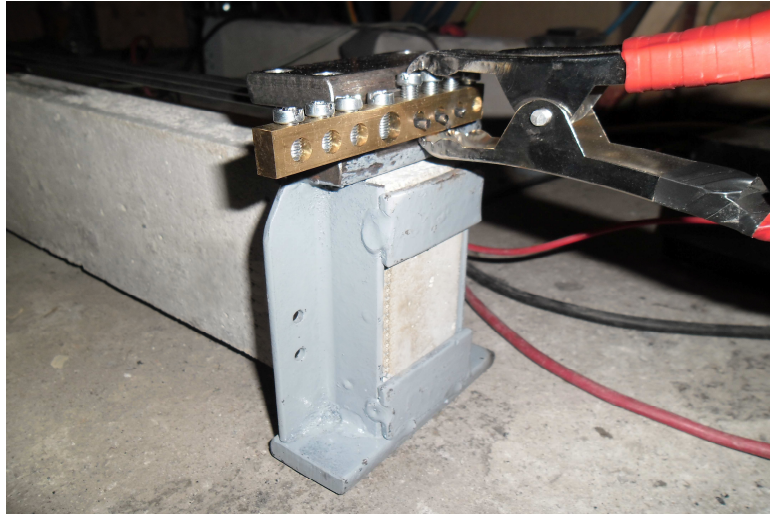


Fig. 6.50. Dispositif d'ancrage et bornier en cuivre pour la connexion électrique des fils.

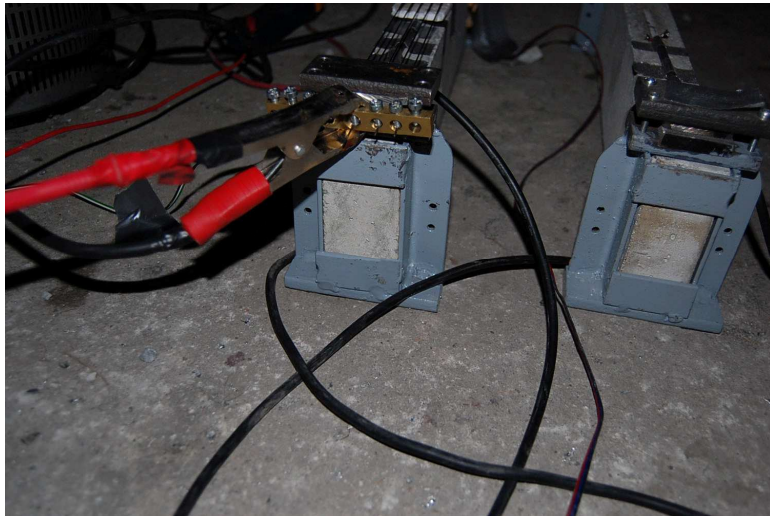


Fig. 6.51. Poutrelle prête pour l'essai (à gauche) et son témoin (à droite).

Tableau 6-17. Liste des essais de précontrainte des poutrelles en béton.

No.	Type et diamètre du fil	Nombre de fils sur la poutrelle	Prédéformatio n du fil [%]	A _s [°C]	A _f [°C]	T _a [°C]	T _{SMA,max} [°C]	Essai réalisé
B1	Ni – Ti 1 mm	5	3%	13,8	21,6	3	60	NON
B2	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	4	40	OUI
B3	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	2	30	OUI
B4	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	2	35	OUI
B5	Ni – Ti 1 mm	5	3%	13,8	21,6	2	85	OUI
B6	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	1	55	OUI
B7	Ni – Ti 2 mm	5	3%	1,7	12,9	1	40	OUI
B8	Ni – Ti 3 mm	3	6%	3,6	34,3	1	45	OUI
B9	Ni – Ti 1 mm	5	3%	13,8	21,6	1	60	OUI
B10	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	2	30	OUI
B11	Cu – Al - Be 2 mm	6	3%	24,7	35,2	2	-	NON
B12	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	-1	67	OUI
B13	Ni – Ti 3 mm	3	6%	3,6	34,3	-1	60	RUPTURE
B14	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	-1	50	OUI
B15	Ni – Ti 1 mm	5	3%	13,8	21,6	-1	60	OUI
B16	Ni – Ti 1 mm	5	3%	13,8	21,6	-1	85	OUI
B17	Ni – Ti 2 mm	5	3%	1,7	12,9	0	20	OUI
B18	Cu – Al - Be 2 mm	6	3%	24,7	35,2	0	-	NON
B19	Ni – Ti 2 mm	5	3%	1,7	12,9	3	25	OUI
B20	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	3	35	OUI
B21	Ni – Ti 3 mm	3	3%	3,6	34,3	3	45	OUI

L'essai de mise en précontrainte de poutrelles à l'aide du fil de Cu - Al - Be n'a pas été possible, du fait de la trop faible résistance électrique des fils qui provoquait la mise en court-circuit immédiate du générateur de courant continu. Quant au redresseur de soudage, il donnait un courant trop faible avec ce type de fil, ce qui n'a pas permis de chauffer les fils à plus de 10 °C. La figure 6.52 présente le résultat d'un essai de précontrainte avec le fil Cu-Al-Be. Les mesures données par les jauges supérieure et inférieure montre une valeur maximale de la déformation du béton égale à 8 $\mu\text{m/m}$ environ. Ces valeurs sont très petites car la température obtenue dans des fils n'a pas dépassé la température A_s . En conséquence, la transformation de la martensite orientée en austénite a à peine commencé.

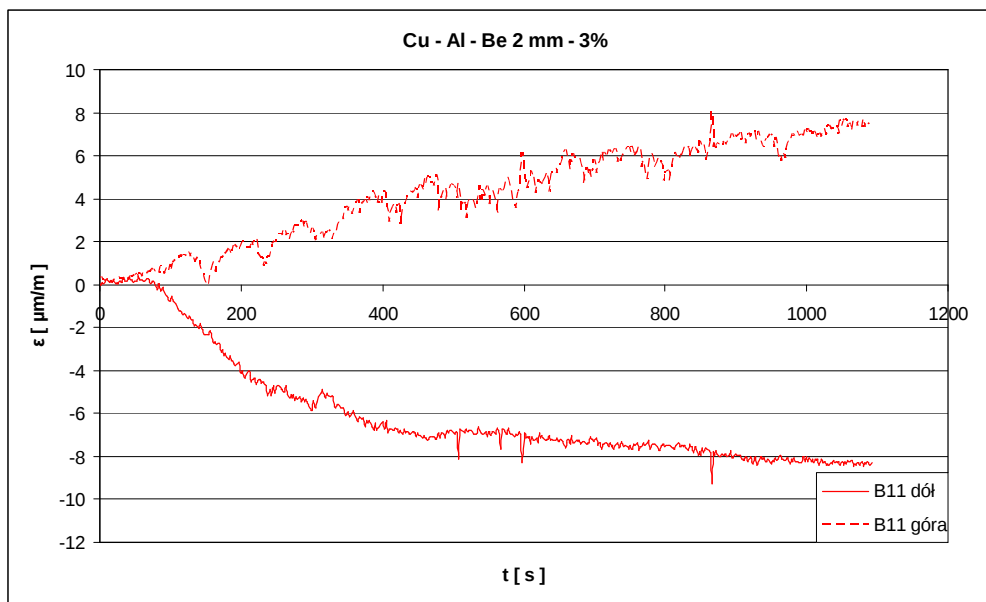


Fig. 6.52. Déformations mesurées lors de l'essai de la poutrelle B11 équipée de fils Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

Les figures 6.53, 6.54 et 6.55 montrent l'évolution des déformations dans les autres poutrelles (fils Ni-Ti) au cours de l'essai de précontrainte : les déformations positives (compression) sont mesurées sur les faces supérieures des poutrelles et les déformations négatives (traction) sur les faces inférieures. Sur ces figures, on observe une augmentation rapide de la déformation juste après la connexion à la source d'alimentation électrique : le passage du courant provoque l'augmentation de la température de l'AMF, ce qui entraîne l'activation de la transformation martensitique ($M \rightarrow A$). Les fils d'AMF ne pouvant se raccourcir (bloqués dans les ancrages), il se produit une mise en traction des fils qui se traduit par des déformations croissantes mesurées à la surface du béton. Les valeurs maximales des déformations sont obtenues lorsque la température des fils atteint sa valeur maximale. Après

avoir obtenu la température souhaitée dans les fils, on coupe la source de courant. Les mesures extensométriques sont poursuivies jusqu'au refroidissement des fils d'AMF, ce qui correspond à la diminution des déformations qui se stabilisent finalement.

Il n'a malheureusement pas été possible d'obtenir des températures maximales identiques pour les poutres précontraintes avec les fils du même diamètre. Il faut souligner que pour chaque essai, les températures sont mesurées en deux points seulement, à proximité du dispositif d'ancrage des fils (fig. 6.51). Il convient de noter que les mesures de température à la surface des poutrelles en béton n'ont pas montré de variation au cours des essais.

Les valeurs des forces de précontrainte créées dans les fils d'AMF ont été déduites des déformations enregistrées sur la surface de poutrelles au cours des essais. L'analyse a été effectuée pour deux étapes :

- lorsque la température des fils est maximale, ce qui correspond aux valeurs maximales de déformation,
- à la fin de l'essai, après refroidissement des fils d'AMF.

Les déformations mesurées dans ces deux états sont données dans le tableau 6-18. Les déformations maximale $\varepsilon_{\max}$ et résiduelle ε_{res} sont données pour les faces supérieure (*góra*) et inférieure (*dół*) de chaque poutrelle. Dans le tableau sont également reportées les températures « austenite start » A_s et « austenite finish » A_f , ainsi que la température ambiante T_a et la température maximale atteinte dans les fils $T_{\max}$.

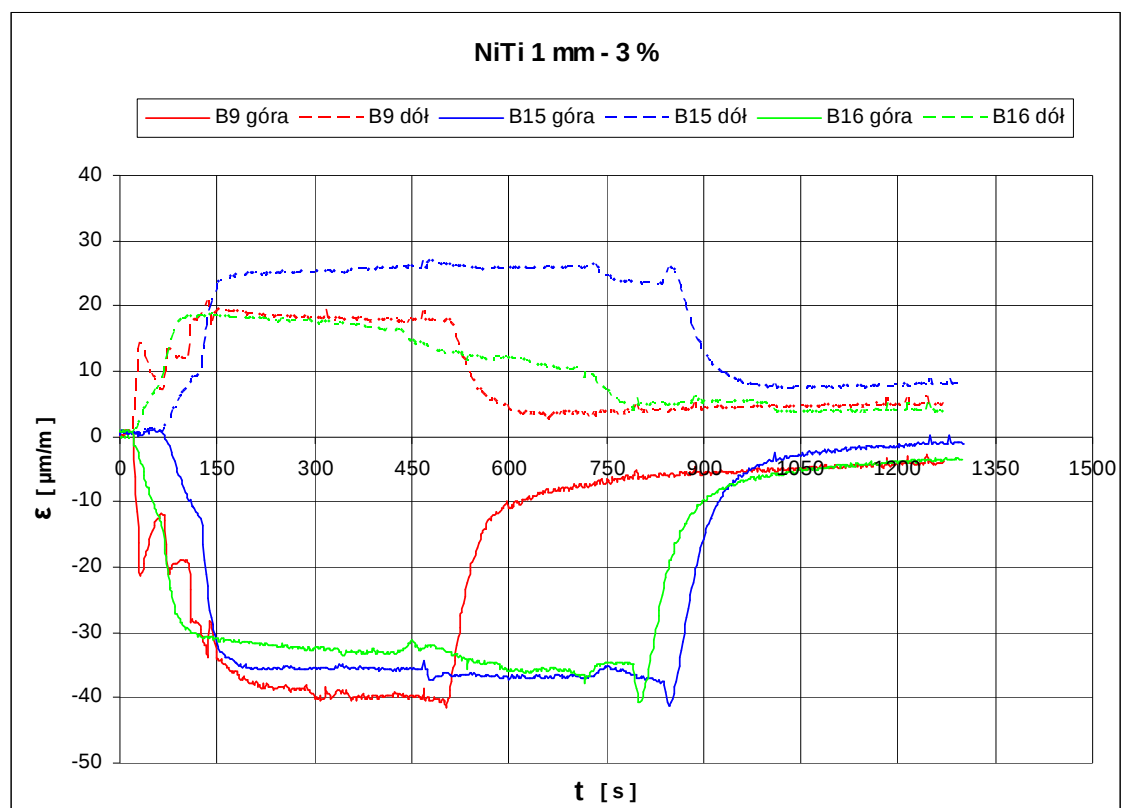


Fig. 6.53. Evolution des déformations dans les poutrelles avec les fils Ni - Ti de diamètre 1 mm.

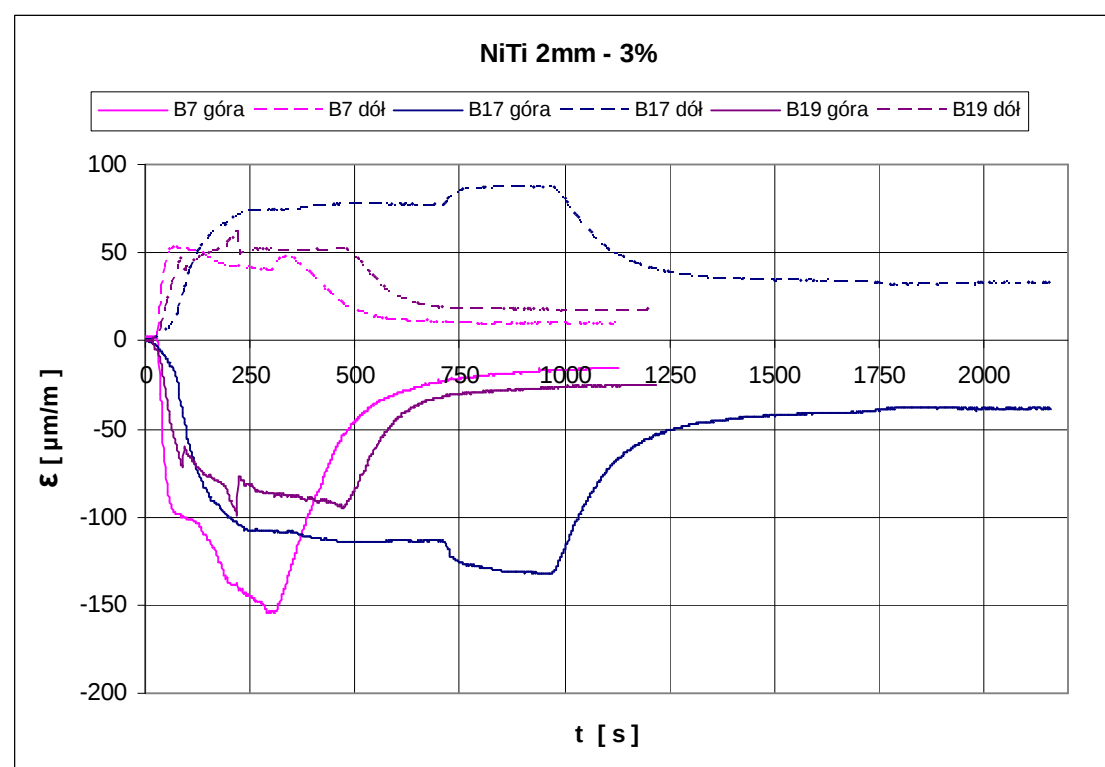
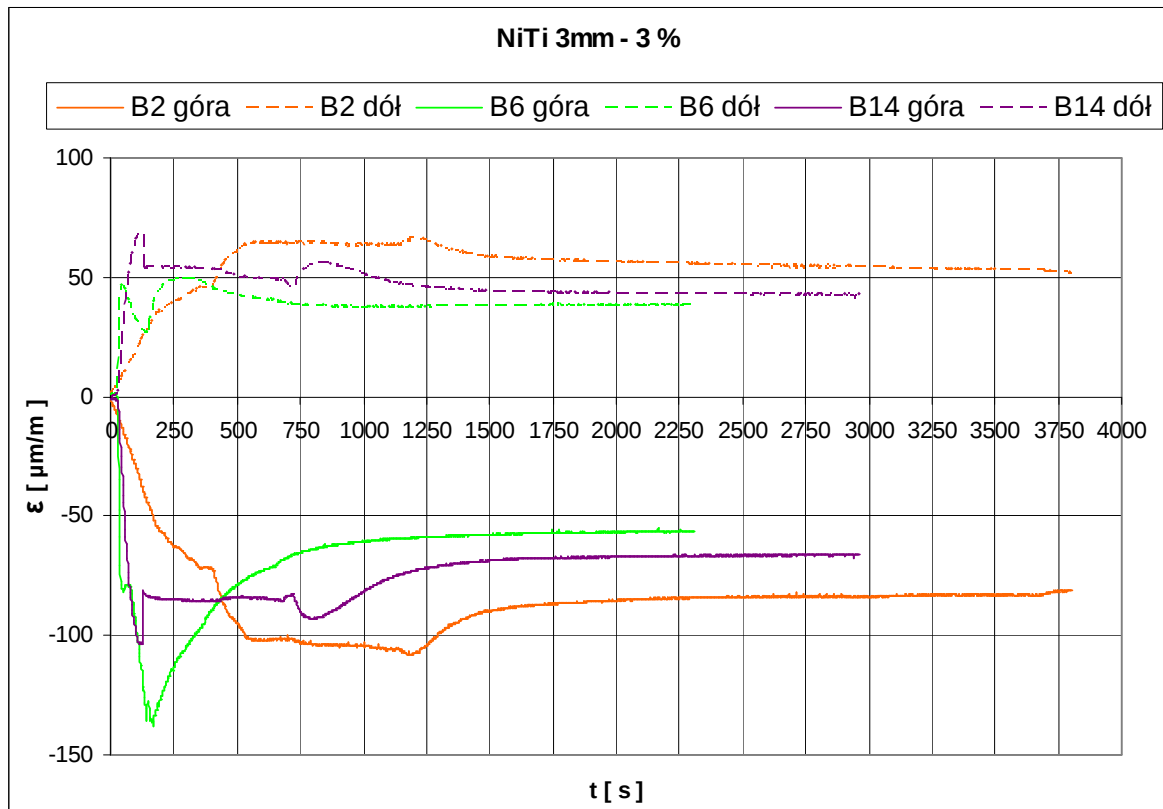
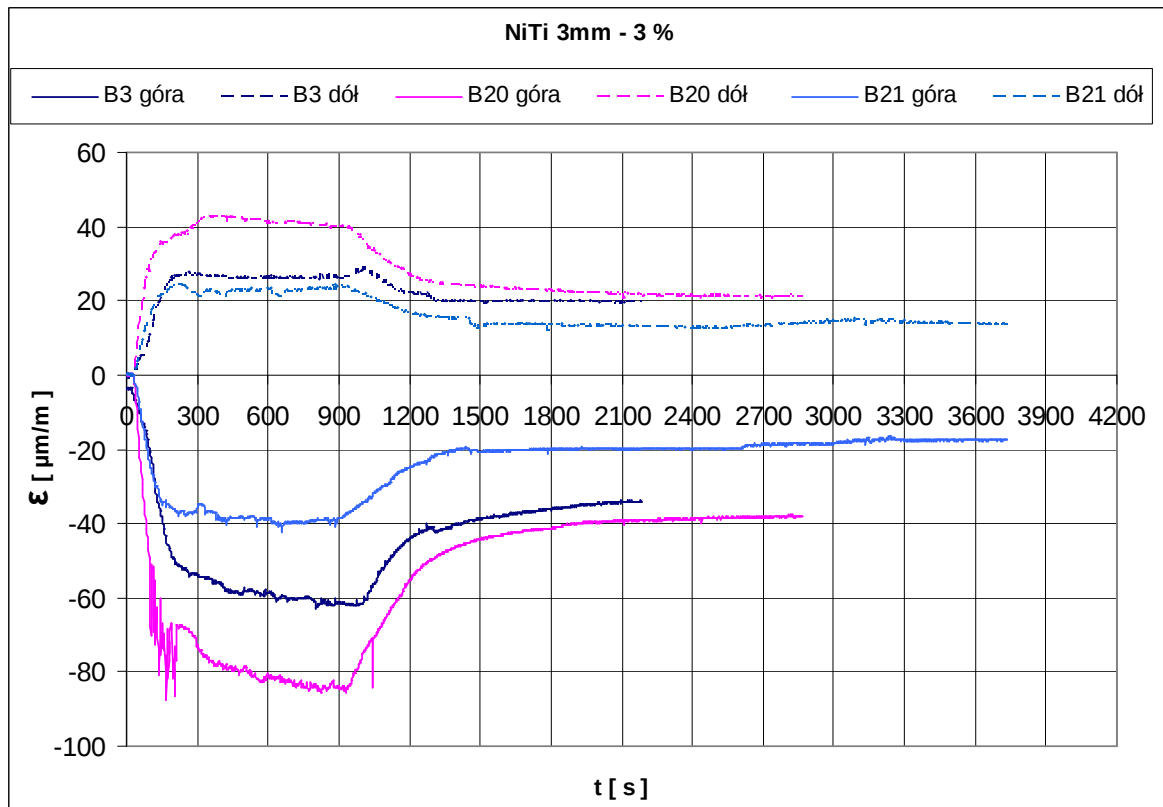


Fig. 6.54. Evolution des déformations dans les poutrelles avec les fils Ni - Ti de diamètre 2 mm.



a)



b)

Fig. 6.55. Evolution des déformations dans les poutrelles avec les fils Ni-Ti de diamètre 3 mm.

Tableau 6-18. Déformations maximale et résiduelle mesurées sur les faces supérieure et inférieure des poutrelles précontraintes à l'aide des fils Ni-Ti.

No	Diamètre et nombre des fils	$\epsilon_{\max,g}$ [$\cdot 10^{-6}$]	$\epsilon_{\max,d}$ [$\cdot 10^{-6}$]	$\epsilon_{\text{res},g}$ [$\cdot 10^{-6}$]	$\epsilon_{\text{res},d}$ [$\cdot 10^{-6}$]	A_s [°C]	A_f [°C]	T_a [°C]	$T_{\text{SMA,max}}$ [°C]
B 2	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-106,02	65,77	-83,43	54,7	3,6	34,3	4	40
B 3	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-61,68	28,16	-33,91	19,44	3,6	34,3	2	30
B 4	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-58,14	26,9	-24,37	15,65	3,6	34,3	2	35
B 6	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-137,69	49,13	-56,44	38,44	3,6	34,3	1	55
B 7	φ 2 Ni - Ti , 5 fils	-151,24	47,08	-15,49	9,31	1,7	12,9	1	40
B 8	φ 3 Ni - Ti , 3 fils 6%	-176,33	64,14	-62,73	35,88	3,6	34,3	1	60
B 9	φ 1 Ni - Ti , 5 fils	-40,76	17,65	-4,1	4,93	13,8	21,6	1	60
B 12	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-109,51	47,62	-64,85	33,05	3,6	34,3	-1	67
B 14	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-103,77	68,64	-66,54	42,95	3,6	34,3	-1	50
B 15	φ 1 Ni - Ti , 5 fils	-25,91	41,24	-7,88	2,42	13,8	21,6	-1	60
B 16	φ 1 Ni - Ti , 5 fils	-32,69	16,14	-1,66	6,47	13,8	21,6	-1	85
B 17	φ 2 Ni - Ti , 5 fils	-130,48	86,35	-37,8	32,23	1,7	12,9	0	20
B 19	φ 2 Ni - Ti , 5 fils	-99,32	62,55	-25,09	17,84	1,7	12,9	3	25
B 20	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-84,75	42,37	-38,4	21,05	3,6	34,3	3	35
B 21	φ 3 Ni - Ti , 3 fils	-42,44	23,91	-19,32	13,2	3,6	34,3	3	45

A partir des déformations données dans le tableau 6-18, on a calculé les forces totales créées dans les fils d'AMF selon (47) :

$$P_g = \frac{(\epsilon_{cg} E_c)}{\left(\frac{1}{A_c} + \frac{(z_{cp} v')}{J_c}\right)} \quad \text{et} \quad P_d = \frac{(\epsilon_{cd} E_c)}{\left(\frac{1}{A_c} + \frac{(z_{cp} v)}{J_c}\right)} \quad (47)$$

avec :

ϵ_{cg} – déformation du béton sur la face supérieure de la poutre,

ϵ_{cd} – déformation du béton sur la face inférieure de la poutre,

E_c – module d'élasticité du béton déduit d'un essai ($E_c = 36$ GPa),

J_c – moment d'inertie de la poutrelle béton ($J_c = 3.333 \cdot 10^{-6}$ [m⁴]),

A_c – section de poutrelle béton ($A_c = 4 \cdot 10^{-3}$ [m²]),

$z_{cp} = -70$ mm – excentricité des fils AMF (par rapport à l'axe longitudinal de la poutrelle),

$v' = -50$ mm,

$v = 50$ mm.

Les contraintes maximales et résiduelles dans les fils sont obtenues par la formule (48) :

$$\sigma_{\text{SMA}} := \frac{P}{n \cdot A_{\text{SMA}}} \quad (48)$$

avec:

P – force totale calculée par la formule (47),

n – nombre de fils d'AMF pour la poutrelle considérée,

A_{SMA} – section du fil d'AMF [mm²].

Le tableau 6-19 présente les résultats des calculs des contraintes maximales σ_{max} et résiduelles σ_{res} , regroupés par diamètre de fil.

Tableau 6-19. Contraintes maximales et résiduelles obtenues dans les fils Ni-Ti durant la précontrainte des poutrelles en béton.

fil Ni - Ti, ϕ 1 mm, 5 fils							
No	Symbole	$\sigma_{max, \acute{s}r}$	$\sigma_{res, \acute{s}r}$	A_s	A_f	T_a	$T_{SMA, max}$
1	B 9	244,84	42,71	13,8	21,6	1	60
2	B 15	293,87	41,65			-1	60
3	B 16	207,74	42,71			-1	85
Moyenne:		248,81	42,36				

fil Ni - Ti, ϕ 2 mm, 5 fils							
No	Symbole	$\sigma_{max, \acute{s}r}$	$\sigma_{res, \acute{s}r}$	A_s	A_f	T_a	$T_{SMA, max}$
1	B 7	200,75	26,99	1,7	12,9	1	40
2	B 17	238,71	79,49			0	20
3	B 19	187,18	47,67			3	25
Moyenne:		208,88	51,38				

fil Ni - Ti, ϕ 3 mm, 3 fils							
No	Symbole	$\sigma_{max, \acute{s}r}$	$\sigma_{res, \acute{s}r}$	A_s	A_f	T_a	$T_{SMA, max}$
1	B 2	139,01	112,52	3,6	34,3	4	40
2	B 6	142,03	77,64			1	55
3	B 12	140,59	89,02			-1	67
4	B 14	183,19	79,03			-1	50
Moyenne:		151,20	89,55				

fil Ni - Ti, ϕ 3mm, 3 fils							
No	Symbole	$\sigma_{max, \acute{s}r}$	$\sigma_{res, \acute{s}r}$	A_s	A_f	T_a	$T_{SMA, max}$
5	B 3	70,16	42,77	3,6	34,3	2	30
6	B 4	66,50	32,52			2	35
7	B 8	122,03	77,41			1	45
8	B 20	100,29	47,41			3	35
9	B 21	53,08	26,62			3	45
Moyenne:		82,41	45,34				

Pour faire une comparaison, on a réalisé une autre série d'essais de précontrainte de poutrelle avec une prédéformation des fils deux fois plus grande (6%). L'étirement des fils de longueur 0,50 m est égal à 3 cm. La température maximale de chauffage visée est égale à 60°C. Sur la fig. 6.56 on présente les résultats des mesures pour les poutrelles B8 et B13.

Pour la poutrelle B6, précontrainte à l'aide du fil prédéformé à 3%, la température des fils à 55°C est obtenue beaucoup plus tôt que pour la poutrelle B8 (prédéformation 6%). Cela signifie que dans la poutrelle B6, la contrainte maximale dans le béton est obtenue beaucoup plus tôt que dans le cas de poutrelle B8. Les fils de l'éprouvette B8 n'ont pas atteint la température 55°C, mais on a obtenu des déformations du béton plus grandes aussi bien en compression qu'en traction. Les déformations de compression obtenues dans le béton pour la température maximale de chauffage diffèrent de 23%. Les forces qui se développent dans les fils pré-étirés à 6% peuvent provoquer la fissuration ou même la rupture de la poutrelle comme cela s'est passé dans le cas de la poutrelle B13 (fig. 6.57). Comme le montre le tableau 6.19, les contraintes maximales atteintes dans les fils d'AMF des poutrelles B6 et B8 sont respectivement 183,19 MPa et 142,03 MPa, tandis que les contraintes résiduelles sont respectivement 79,03 MPa et 77,64 MPa. La comparaison des valeurs obtenues amène aux conclusions suivantes:

- les valeurs de prédéformation de 3% ou 6% n'ont pas d'effet sur la valeur de la contrainte résiduelle dans le fil d'AMF,
- pour une prédéformation des fils de 6%, on observe une augmentation de la déformation maximale dans le béton, ce qui s'avère donc plus efficace pour le renforcement de poutres en béton par précontrainte,
- pour les fils prédéformés à 6%, il est nécessaire d'appliquer le courant électrique deux fois plus longtemps, par rapport aux fils prédéformés à 3%. Ce qui peut causer la création de contraintes thermiques dans le béton si les fils sont au contact du béton.

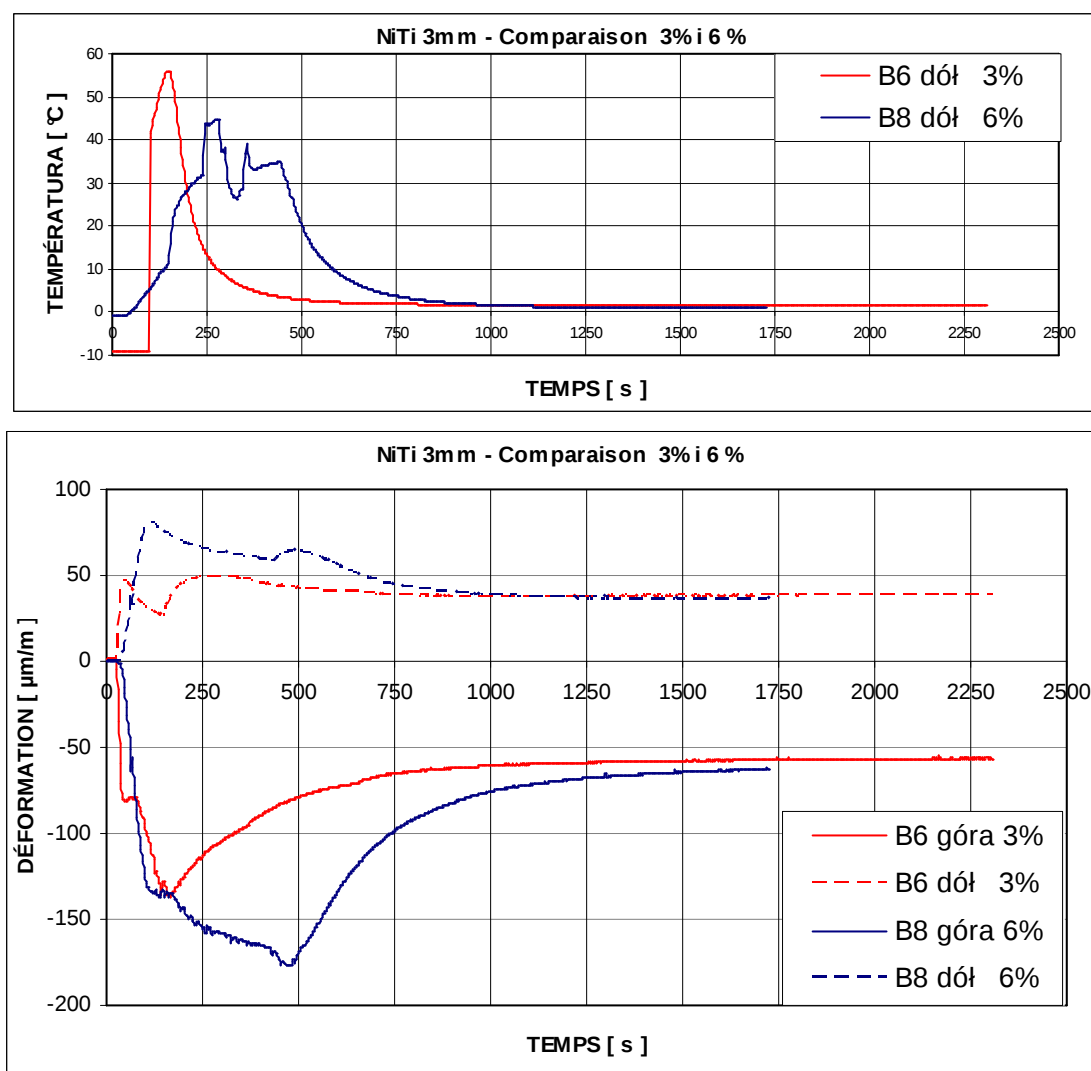


Fig. 6.56. Comparaison des courbes déformation-temps obtenues durant la mise en précontrainte des poutrelles avec des fils nickel-titane pré-étirés à 3 % et 6 %.

L'analyse des valeurs de contraintes dans les fils AMF présentées dans le tableau 6-19, conduit aux conclusions suivantes :

- l'utilisation de fils de diamètre 1 mm s'est avérée plus efficace pour précontraindre les poutrelles en béton. La contrainte maximale est égale à 248,81 MPa, au lieu de 208,88 MPa pour les fils de 2 mm,
- pour le cas des poutrelles précontraintes à l'aide du fil de diamètre 3 mm, la contrainte maximale calculée pour les poutrelles B2, B6, B12 et B14 est égale à 151,2 MPa. La contrainte résiduelle vaut 89,55 MPa, plus élevée que pour les poutrelles précontraintes à l'aide de fils de diamètre 1 ou 2 mm. Ceci peut être dû à la résistance électrique beaucoup plus faible des fils de diamètre 3 mm. Ce fil se réchauffe plus lentement mais il garde la chaleur plus longtemps,
- le fil de diamètre 3 mm avec une température $A_f = 34,3^\circ\text{C}$ exige plus de temps pour

atteindre la température $T_{SMA,max} > A_f$, qui n'a pas toujours été atteinte (poutres B3, B4 et B20 par exemple),

- comme pour les cylindres creux en béton, les plus faibles valeurs de contraintes résiduelles sont obtenues avec le fil de diamètre 3 mm,
- on peut supposer qu'en utilisant des dispositifs d'ancrages plus rigides, on aurait pu obtenir des valeurs plus élevées pour les contraintes maximale et résiduelle dans les fils d'AMF, ce qui est important le renforcement de poutres en béton par précontrainte.



Fig. 6.57. Poutrelle rompue durant l'essai de précontrainte.

6.4. Conclusions

Les recherches menées permettent de formuler les conclusions suivantes :

- L'efficacité de la précontrainte des éléments cylindrique en béton par enroulement de fil d'alliage à mémoire de forme sans prédéformation, par l'action d'une température élevée dans l'enceinte thermique, dépend dans une large mesure de la circulation libre de l'air chaud autour de toutes les faces de l'élément testé. Il peut donc être conclu que la technologie de précontrainte de béton par chauffage dans une enceinte thermique ne peut pas toujours être efficace
- Les cylindres creux en béton peuvent être efficacement précontraints à l'aide de fils à mémoire de forme prédéformés, en provoquant la précontrainte des fils par chauffage au moyen d'un courant électrique.

- Les valeurs des contraintes circonférentielles de compression du béton σ_c et des contraintes résiduelles σ_{res} dans le fil d'AMF, dépendent du type et du diamètre du fil, de la grandeur de la prédéformation du fil et du diamètre du cylindre creux,
- L'application d'une plus grande déformation (par exemple 6%) au fil d'AMF est plus efficace ; elle se traduit par des valeurs plus élevées pour la contrainte de compression σ_c dans le béton ainsi que pour la contrainte résiduelle σ_{res} dans le fil,
- Le chauffage trop rapide du fil peut conduire à une différence de température significative dans l'épaisseur de la paroi du cylindre. Ceci conduit à des contraintes de traction dans le béton qui peuvent dépasser la résistance du béton à la traction,
- En tenant compte des résultats déduits des essais résumés dans les tableaux 5-8 et 6-5, on peut conclure que le fil Cu-Al-Be est moins efficace pour précontraindre des éléments en béton. La faible valeur de la contrainte critique et la faible résistance électrique sont des facteurs défavorables pour l'obtention de valeurs de forces de précontrainte résiduelles élevées.

7. Analyse théorique des résultats obtenus à partir des études expérimentales sur les propriétés mécaniques des fils AMF

7.1. Modèle théorique des propriétés du fil à mémoire de forme pendant le chargement et le déchargement

Sur la base des résultats obtenus à partir des essais, des modèles théoriques ont été développés pour tous les fils à mémoire de forme qui ont été testés. Les modèles pour les fils sont présentés individuellement à la section 10.6 du travail. Cette section présente le modèle proposé pour un fil d'un diamètre 2 mm de l'alliage Cu – Al – Be. Pour développer les modèles, j'ai utilisé les résultats de mes recherches, en me basant sur les propositions présentées par H. Tran dans [70].

La section suivante décrit le processus de charge - décharge de l'échantillon sur l'exemple de modèle théorique montré sur la fig. 7.1. Le diagramme obtenu à partir des essais réalisés sur le fil d'AMF doit être utilisé pour lire trois des quatre étapes du modèle théorique.

La première étape montre la propriété élastique du fil pendant l'étirement – segment $A \rightarrow B$. Le point A spécifie la condition dans laquelle le matériau à mémoire de forme est au début du test effectué, c'est-à-dire la forme cristalline du fil (ici c'est une austénite) et il détermine une contrainte nulle dans le matériau. Le point B est la frontière qui marque le début de la transformation martensitique. La contrainte à ce point est nommée contrainte critique σ_{cr} de traction. Sur le diagramme expérimental on peut recréer exactement le chemin linéaire $A \rightarrow B$ grâce à la connaissance du module d'Young.

La deuxième étape est le processus de transformation du réseau cristallin de la forme austénitique à la martensite orientée. Sur le diagramme contrainte – déformation, c'est la courbe $B \rightarrow C$ (également déterminée à partir des essais).

Ensuite, on trouve l'étape de déchargement du fil testé, $C \rightarrow D$, qui est un processus élastique. La fin de cette étape est lorsque le réseau cristallin de matériau commence à se réorienter. La martensite orientée commence à se transformer en martensite non - orientée. La détermination du point D est possible grâce au modèle théorique. Il est situé à l'intersection de la courbe contrainte – déformation avec la ligne pointillée bleue.

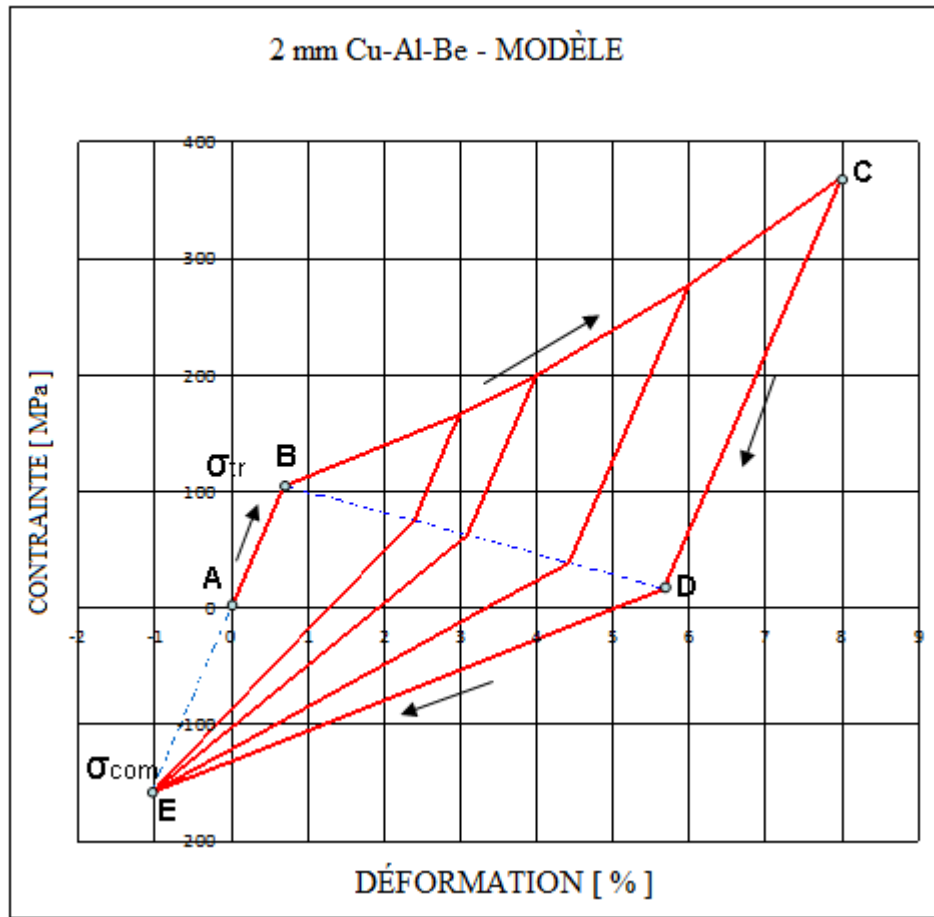


Fig. 7.1. Modèle théorique de comportement du fil à mémoire de forme pour un chargement cyclique de traction – compression du fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm (d’après [70]).

La ligne pointillée $B \rightarrow D$ est une diagonale caractéristique qui joint les points où se finit le comportement élastique du matériau d’AMF au déchargement. D’après A. Ziółkowski [72], c’est une ligne qui représente l’état d’équilibre thermodynamique entre tous les paramètres qui existent dans le matériaux à mémoire de forme. La connaissance de cette ligne, $B \rightarrow D$, est très importante. Sa détermination permet de définir le processus charge – décharge pour la déformation maximale du fil d’AMF. Une équation qui décrit cette ligne se trouve dans [70], et elle mène à l’équation suivante (49) :

$$\text{pente } BD = \frac{-2\sigma_{cr}}{\gamma_{tr} - \frac{-2\sigma_{cr}}{E}} \quad (49)$$

avec: γ_{tr} – déformation maximale pseudoélastique en traction,

σ_{cr} – contrainte critique de début de la transformation de phase en traction ($\sigma_{cr} = \sigma_{tr}$),

E – module d’Young du matériau d’AMF.

Le point D marque le début de l'étape suivante qui concerne la réorientation du réseau cristallin dans le matériau d'AMF. Cette quatrième étape, $D \rightarrow E$, conduit à une structure de martensite non-orientée dans l'AMF. Le point E se trouve sur la prolongation de la ligne $A \rightarrow B$. La valeur de la contrainte critique en compression σ_{com} est calculée selon l'équation (50) :

$$\sigma_{com} = -n \sigma_{cr}. \quad (50)$$

avec : σ_{com} - contrainte critique en compression,

σ_{cr} - contrainte critique en traction,

n - coefficient d'asymétrie entre la traction et la compression, égale à 1,5

(valeur déterminée dans [70] et [58]),

En résumé, sur la figure 7.2 sont montrées deux courbes expérimentales comparées avec les courbes du modèle théorique. Les courbes théoriques se réfèrent à la relation $\sigma - \epsilon$ dans les étapes II et III de la recherche (lignes rouges). Pour le modèle théorique, on a tracé 4 courbes calculées. Sur la base de ces courbes, on peut lire la déformation résiduelle (ϵ_{res}) qui restera dans un fil d'AMF étiré à une valeur définie (ou réciproquement).

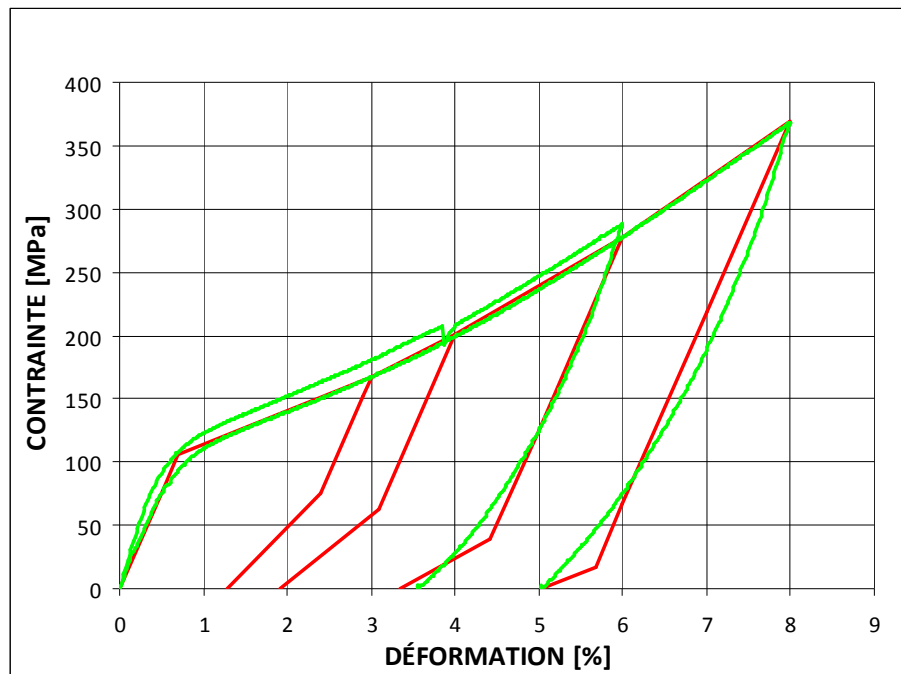


Fig. 7.2. Comparaison du modèle théorique de comportement du fil Cu - Al - Be (courbes rouge) avec les courbes expérimentales (courbes vertes).

7.2. Déformation résiduelle ϵ_{res} qui résulte du pré-étirement du fil d'AMF en traction axiale

Le diagramme théorique contrainte – déformation sert pour déterminer les déformations résiduelles ϵ_{res} dans le fil à mémoire de forme. Le réseau cristallin du fil d'AMF est réorienté à la suite d'une déformation mécanique (ici la traction). Comme décrit dans le premier chapitre de la thèse, si la transformation martensitique n'est pas complète après déchargement on observe une perte de déformation. Alors la valeur de la déformation résiduelle diffère de la déformation maximale. Cependant, la grandeur de la déformation qui reste dans le matériau dépend fortement de la grandeur de la prédéformation. Sur le tableau 7-1 sont montrées les valeurs de ϵ_{res} (en %) pour les quatre alliages d'AMF utilisés.

La prédéformation est déterminée par la déformation maximale ϵ_{max} à laquelle on veut soumettre le matériau d'AMF durant l'essai de traction. Pour mes recherches, la prédéformation est égale à 3, 4, 6 et 8 %.

Tableau 7-1. Déformation résiduelle en fonction de la déformation ϵ_{max} .

DEFORMATION RESIDUELLE ϵ_{res} [%]					
ϵ_{max}		3	4	6	8
TYPE SMA		[%]	[%]	[%]	[%]
Ni – Ti	de diamètre 1 mm	1,59	2,54	5,14	-
Ni – Ti	de diamètre 2 mm	1,20	2,09	4,57	-
Ni – Ti	de diamètre 3 mm	0,77	1,57	3,77	-
Cu - Al - Be	de diamètre 2 mm	1,29	1,92	3,35	5,03

7.3. Déformation résiduelle créée durant l'enroulement du fil autour du cylindre creux en béton

Dans les études menées dans cette thèse, on a utilisé des cylindres creux en béton de trois diamètres extérieurs différents : 200, 250 et 300 mm. L'enroulement du fil autour des tubes cause la courbure du fil d'AMF. Le matériau AMF se trouve donc soumis à une déformation mécanique. Dans le fil sont ainsi créées des déformations résiduelles supplémentaires.

7.3.1. Courbure du fil à mémoire de forme et déformation qu'elle provoque

La courbure K subie par le fil enroulé sur le tube dépend de la géométrie. On la calcule par la formule (51) :

$$K = \frac{2}{d + D} \quad (51)$$

avec :

K – courbure du fil d'AMF,

D – diamètre du cylindre creux en béton,

d – diamètre du fil d'AMF.

On a calculé les neuf valeurs possibles de la courbure (tableau 7-2) - compte tenu de toutes les combinaisons de diamètres entre le tube et le fil utilisés durant les essais.

Tableau 7-2. Courbure du fil de diamètre 1, 2 et 3 mm en fonction du diamètre du cylindre creux en béton sur lequel on enroule le fil d'AMF.

Courbure K [1/m]			
Diamètre du tube	Diamètre du fil 1 [mm]	2 [mm]	3 [mm]
200 / 160 mm	9,95	9,90	9,85
250 / 210 mm	7,97	7,94	7,91
300 / 260 mm	6,64	6,62	6,60

7.3.2. Déformation due à l'effet d'enroulement

La courbure du fil à mémoire de forme provoque la création d'une déformation résiduelle. C'est un effet du comportement de matériau. Au cours de la déformation mécanique, la transformation martensitique commence – de la martensite orientée est produite. La distribution schématique de la déformation dans la section du fil enroulé autour du cylindre creux en béton, est présentée sur la fig. 7.3 [70].

La distribution de la déformation résultant de la courbure du fil dépend des conditions dans lesquelles le fil est enroulé sur le tube. Il existe deux cas extrêmes. Le premier se produit s'il y a un frottement idéal entre le fil et le béton (fig. 7.3a). L'axe neutre y_{NA} se trouve alors en bas de la section du fil d'AMF et le fil d'AMF s'étire en raison de la courbure. Le second cas extrême, montré sur la figure 7.3b, assume qu'il n'y a pas de friction entre le fil d'AMF et le béton. L'axe neutre y_{NA} se trouve cette fois au milieu de la section du fil d'AMF. Sur la

section du fil, on voit qu'une partie est étirée et que l'autre partie est comprimée.

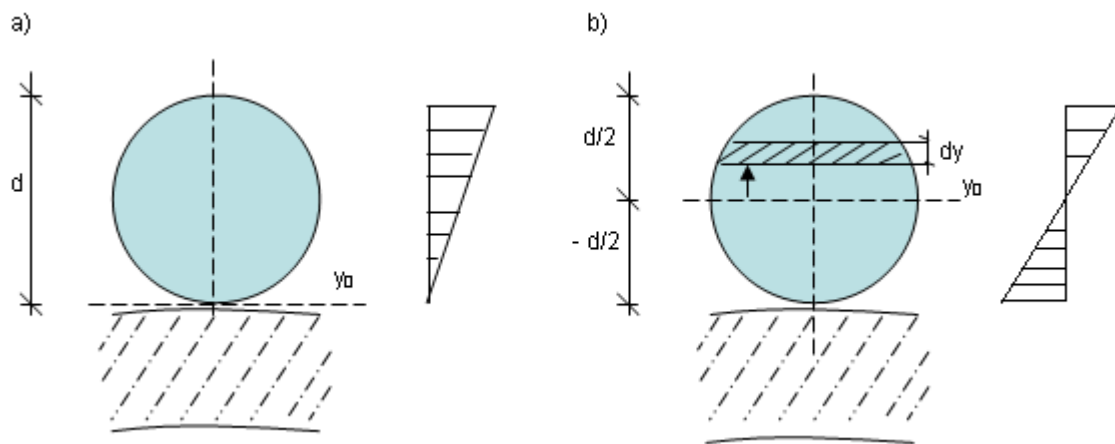


Fig. 7.3. Section du fil d'AMF avec la distribution de déformation dans le cas a) de frottement parfait entre le fil et le béton et b) en l'absence de frottement.

La déformation due à la courbure du fil d'AMF est calculée selon l'équation (52) :

$$\varepsilon(j) = [y(j) - y_0] K \quad (52)$$

avec:

$y(j)$ - la distance entre le centre de la section et le point considéré,

y_0 - la localisation de l'axe neutre de déformation provoquée par l'enroulement du fil, dépendant des conditions de mise en œuvre lors de l'enroulement (avec ou sans glissement entre le fil et le béton).

7.3.3. Déformation totale du fil d'AMF enroulé sur le cylindre creux

La discussion théorique qui concerne l'étape de préparation de la mise en précontrainte des cylindres creux conduit à la détermination des valeurs extrémales de déformation initiale dans le fil d'AMF enroulé. La somme de la prédéformation de traction et de celle due à l'enroulement du fil à mémoire de forme est donnée par l'équation (53):

$$\varepsilon(j) = [y(j) - y_0] K + \varepsilon_{\text{res}} = [y(j) - y_{\text{NA}}] K \quad (53)$$

avec :

y_{NA} - la localisation de l'axe neutre dans la section du fil enroulé compte tenu de la prédéformation ($y_{\text{NA}} = y_0 - \varepsilon_{\text{res}} / K$).

Les valeurs de déformation maximale et minimale dépendent de la position de l'axe neutre dans la section du fil d'AMF. La figure 7.4 présente le schéma de la déformation dans le fil d'AMF enroulé autour du cylindre creux en béton dans les deux cas possibles :

- Cas I – la somme de la déformation résiduelle de traction et de celle due à l'enroulement est de même signe dans toute la section (fil Ni - Ti ou Cu – Al – Be),
- Cas II - la somme de la déformation résiduelle de traction et de celle due à l'enroulement change de signe dans la section.

Le schéma présente l'idéalisation de l'interaction entre le fil d'AMF enroulé et la surface du cylindre creux en béton. En réalité, la déformation réelle obtenue dans le fil d'AMF (obtenue grâce à la réalisation des étapes I et II de la procédure 6.1.1 de préparation du test) a une distribution située entre ces deux cas extrêmes.

Les tableaux 7-3 et 7-4 présentent les valeurs maximales et minimales calculées pour les déformations résiduelles dans le fil d'AMF, respectivement pour le cas I et II du fil enroulé.

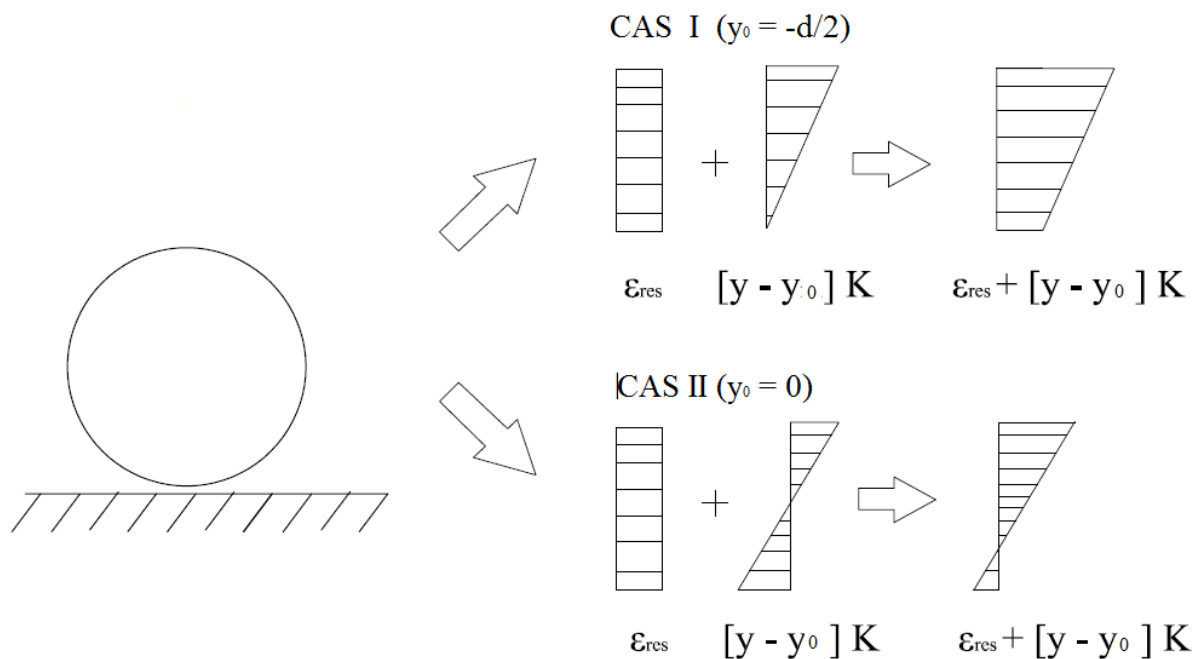


Fig. 7.4. Schéma de déformation possible dans le fil d'AMF enroulé autour du cylindre creux en béton.

Tableau 7-3. Déformation résiduelle maximale et minimale dans le fil d'AMF – Cas I (frottement parfait entre le fil d'AMF et le béton).

Déformation résiduelle maximale [-] Cas I					
Diamètre de tube	Type d'AMF $\epsilon_{\max}$	3 [%]	4 [%]	6 [%]	8 [%]
200 / 160 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,026	0,035	0,061	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,032	0,041	0,066	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,037	0,045	0,067	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,033	0,039	0,053	0,070
250 / 210 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,024	0,033	0,059	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,028	0,037	0,062	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,031	0,039	0,061	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,029	0,035	0,049	0,066
300 / 260 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,023	0,032	0,058	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,025	0,034	0,059	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,028	0,036	0,058	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,026	0,032	0,047	0,064

Déformation résiduelle minimale [-] Cas I					
Diamètre du tube	Type d'AMF $\epsilon_{\max}$	3 [%]	4 [%]	6 [%]	8 [%]
200 / 160 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,016	0,025	0,052	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,012	0,021	0,046	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,008	0,016	0,038	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,012	0,019	0,032	0,050
250 / 210 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,016	0,025	0,052	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,012	0,021	0,046	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,008	0,016	0,038	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,012	0,019	0,032	0,050
300 / 260 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,016	0,025	0,052	-
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,012	0,021	0,046	-
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,008	0,016	0,038	-
	Cu – Al – Be o ϕ 2 mm	0,012	0,019	0,032	0,050

Tableau 7-4. Déformation résiduelle maximale et minimale dans le fil d'AMF – Cas II (absence de frottement entre le fil d'AMF et la surface du béton).

Déformation résiduelle MAX. [-] Cas II						
Diamètre du tube	Type d'AMF $\epsilon_{\max}$	3 [%]	4 [%]	6 [%]	8 [%]	
200 / 160 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,021	0,030	0,056	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,022	0,031	0,056	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,022	0,030	0,053	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,023	0,029	0,043	0,060	
250 / 210 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,020	0,029	0,055	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,020	0,029	0,054	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,020	0,028	0,050	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,021	0,027	0,041	0,058	
300 / 260 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,019	0,029	0,055	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,019	0,028	0,052	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	0,018	0,026	0,048	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,020	0,026	0,040	0,057	

Déformation résiduelle MIN. [-] Cas II						
Diamètre de tube	Type d'AMF $\epsilon_{\max}$	3 [%]	4 [%]	6 [%]	8 [%]	
200 / 160 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,011	0,020	0,046	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,002	0,011	0,036	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	-0,007	0,001	0,023	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,003	0,009	0,024	0,040	
250 / 210 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,012	0,021	0,047	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,004	0,013	0,038	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	-0,004	0,004	0,026	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,005	0,011	0,026	0,042	
300 / 260 mm	Ni – Ti o ϕ 1 mm	0,013	0,022	0,048	-	
	Ni – Ti o ϕ 2 mm	0,005	0,014	0,039	-	
	Ni – Ti o ϕ 3 mm	-0,002	0,006	0,028	-	
	Cu - Al – Be o ϕ 2 mm	0,006	0,013	0,027	0,044	

7.4. Procédure pour calculer la contrainte à la fin de l'essai de mise en précontrainte

Le fil d'AMF enroulé sur le cylindre en béton est fixé aux deux vis. La déformation introduite dans le fil en suivant les trois premières étapes de la procédure est bloquée (section 6.1.1). On commence le chauffage du fil d'AMF pour la mise en précontrainte du cylindre creux en béton. A cet étape, le matériau à mémoire de forme se transforme de la martensite orientée à l'austénite du fait de l'augmentation de sa température. Il faut souligner que la déformation est stable dans le fil, puisque le fil ne peut pas retourner de la martensite orientée à l'austénite. Au cours de la transformation martensitique, on a une augmentation de la contrainte dans le fil d'AMF. A la fin de la transformation du réseau cristallin, on obtient dans le fil une contrainte austénitique σ_{aus} .

La dernière étape (étape V) est un refroidissement de l'éprouvette testée. Si la valeur de la contrainte σ_{aus} est plus petite ou égale à la contrainte critique σ_{cr} . (déterminée pour chaque fil d'AMF) alors σ_{aus} est la valeur définitive de la contrainte obtenue dans le fil ($\sigma_{\text{res.}} = \sigma_{\text{aus}}$). Si la contrainte obtenue σ_{aus} dépasse la valeur de la contrainte critique après refroidissement, on observe une perte de contrainte jusqu'à la contrainte σ_{cr} . Le tableau 7-5 présente la procédure selon les étapes mentionnées ci-dessus, ce qui permet de calculer la déformation et la contrainte à chaque étape du test réalisé. La première étape décrit le pré-étirement du fil à mémoire de forme afin d'obtenir la valeur souhaitée de déformation maximale du fil. Il faut souligner que le fil se trouve à la température ambiante, comme on peut le voir sur le diagramme $\sigma - T$ pour l'étape 1 (tableau 7-5). Durant ce processus, dans le fil d'AMF une contrainte est créée (diagramme $\sigma - \varepsilon$ pour l'étape 1 - tableau 7-5). L'augmentation de la contrainte se produit de façon linéaire (processus élastique) jusqu'à la contrainte critique σ_{cr} , - le début de la transformation martensitique. Lorsqu'on atteint la déformation ε_1 dans le fil, la contrainte σ_1 est enregistrée. La prédéformation ε_1 du fil d'AMF est la somme de deux déformations : élastique ε_e et transformation ε_{tr} . (54).

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_e + \varepsilon_{\text{tr}}. \quad (54)$$

La deuxième étape est le déchargement du fil maintenu à la température ambiante constante. Sur le diagramme $\sigma - T$, l'étape 2 correspond à la diminution de la contrainte jusqu'à la valeur nulle ($\sigma_2 = 0$). La déformation résiduelle ε_2 est égale à la déformation de transformation créée à l'étape précédente (55).

$$\varepsilon_2 = \sigma_2/E + \varepsilon_{\text{tr}}. \quad (55)$$

avec :

σ_2 – contrainte dans le fil d'AMF après déchargement ($\sigma_2 = 0$),

E – module d' Young du matériau d'AMF.

Lors de l'enroulement du fil à mémoire de forme sur le cylindre creux en béton (étape 3), la déformation atteint la valeur ε_3 . La déformation du fil créée durant l'enroulement provoque la création d'une contrainte dans ce fil (σ_3 sur les schémas $\sigma - T$ et $\sigma - \varepsilon$). La répartition de la déformation est indiquée schématiquement dans la troisième colonne du tableau 7-5. La déformation obtenue après enroulement du fil est calculée selon (56).

$$\varepsilon_3 = \sigma_3 / E + \varepsilon_{tr}. \quad (56)$$

avec:

σ_3 – contrainte dans le fil d'AMF provoquée par l'enroulement,

ε_{tr} – déformation du fil provoquée par la transformation martensitique.

Les deux dernières étapes de la mise en précontrainte (étapes 4 et 5) concernent le chauffage et le refroidissement des éprouvettes. Sur le diagramme contrainte - température est présentée l'évolution de la contrainte dans le fil avec l'augmentation ou la diminution de la température.

En utilisant la procédure présentée ci-dessus, on a réalisé plus de 50 simulations (calculs) pour obtenir la contrainte σ_{res} et pour déterminer la force finale dans le fil d'AMF à la fin de la procédure de mise en précontrainte du béton. Les calculs effectués dépendent des paramètres suivants :

- diamètre et type du matériau à mémoire de forme,
- diamètre du cylindre creux en béton,
- prédéformation du fil d'AMF,
- interaction entre le fil et la surface du béton : cas I ou cas II,
- propriétés du matériau à mémoire de forme, sur la base desquelles est tracé le diagramme complet contrainte – déformation (modèle théorique).

Les résultats de ces simulations sont montrés sur les figures 7.5, 7.6 et 7.7. Chaque diagramme présente la relation de la force maximale obtenue dans le fil en fonction de la prédéformation donnée au fil d'AMF (de 0 à 6%). Les résultats des calculs sont différents selon la courbure, qui dépend elle - même du diamètre du cylindre en béton. En plus des trois

courbes pour la force maximale dans le fil, il est montré également la force résiduelle théorique qui reste dans le fil d'AMF à la fin de la procédure de mise en précontrainte du cylindre creux en béton. Ainsi, l'analyse de la figure 7.5 montre que la force maximale obtenue pour le fil en Ni - Ti de diamètre 1 mm enroulé sur des tubes de diamètre extérieur 200, 250 et 300 mm sont légèrement différentes d'un tube à l'autre. Une tendance similaire a été trouvée pour les autres fils de Ni – Ti. En conséquence, on a tracé une figure supplémentaire (fig. 7.8) montrant la valeur moyenne de la force maximale dans les fils Ni – Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm indépendamment du diamètre du cylindre creux sur lequel le fil en AMF est enroulé. L'intérêt pratique de la figure 7.8 est la possibilité de déterminer les données numériques nécessaires à la conception d'une procédure de calcul de mise en précontrainte des cylindres creux en béton.

Tableau 7-5. Procédure complète pour calculer la déformation et la contrainte à tous les stades de l'essai.

SCHEMATY ZACHOWANIA SIĘ MATERIAŁU SMA W TRAKCIE POSZCZEGÓLNYCH ETAPÓW PROGRAMU BADAŃ			
WYKRES NAPRĘŻENIE - TEMPERATURA	WYKRES NAPRĘŻENIE - ODKSZTAŁCENIE	ROZKŁAD ODKSZTAŁCEŃ	ROZKŁAD NAPRĘŻEŃ
1. ROZCIĄGANIE (ETIREMENT)			
2. ODCIĄŻENIE (RELACHEMENT)			
3. NAWIJANIE (ENROULEMENT) $y_0 = -d/2$			
4. OGRZEWANIE (CHAUFFAGE)			
5. OCHŁODZENIE (REFROIDISSEMENT)			

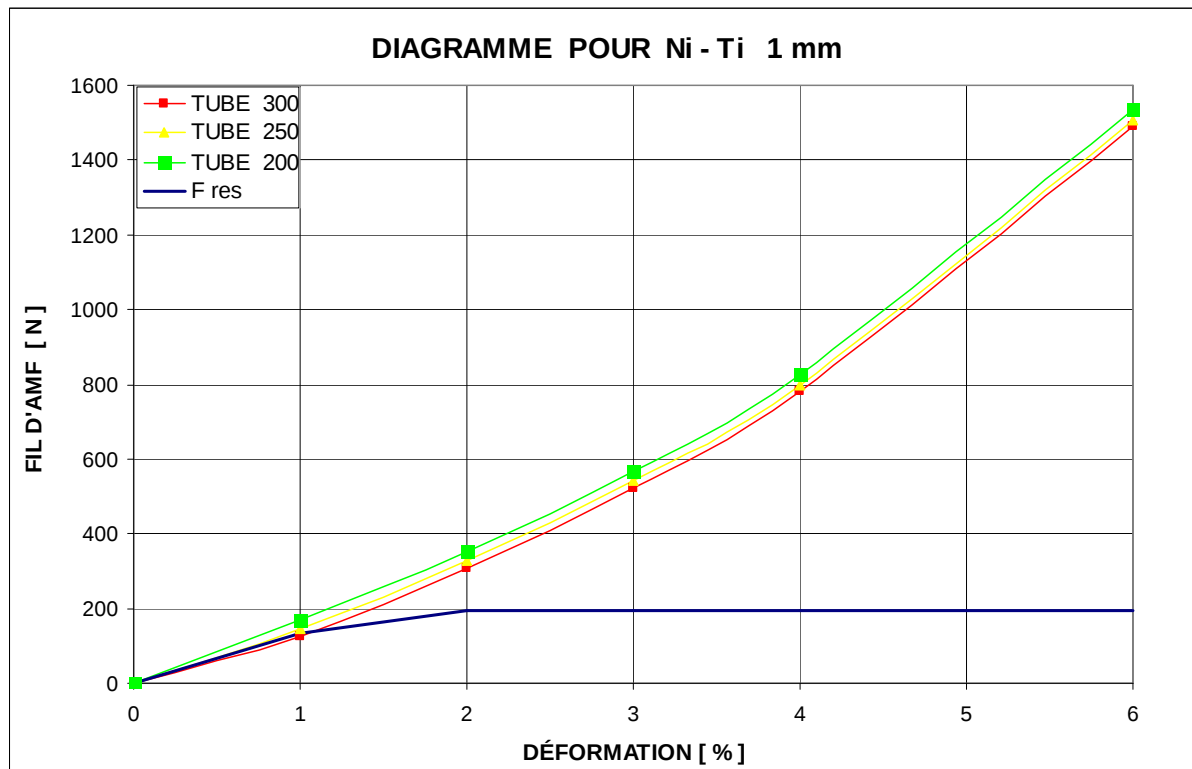


Fig. 7.5. Diagramme des forces théoriques maximale et résiduelle dans le fil d'AMF selon la déformation initiale du fil, obtenu pour le fil Ni - Ti de diamètre 1 mm.

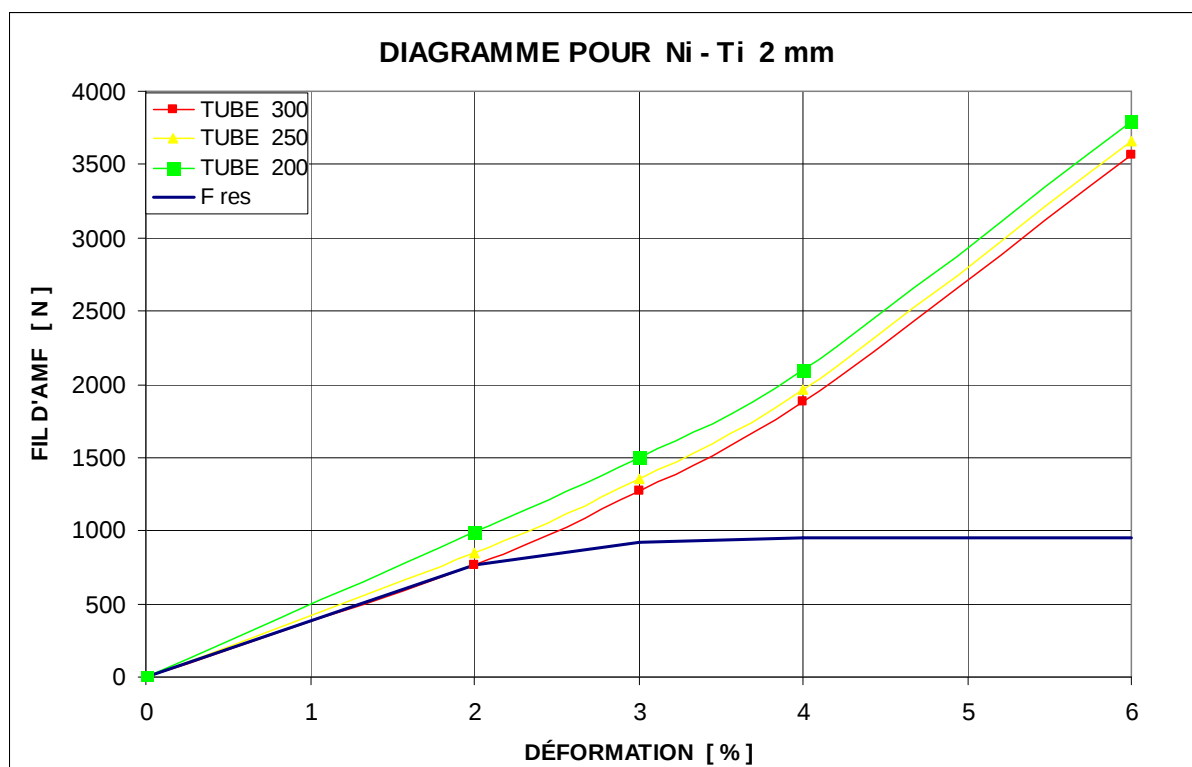


Fig. 7.6. Diagramme des forces théoriques maximale et résiduelle dans le fil d'AMF selon la déformation initiale du fil, obtenu pour le fil Ni - Ti de diamètre 2 mm.

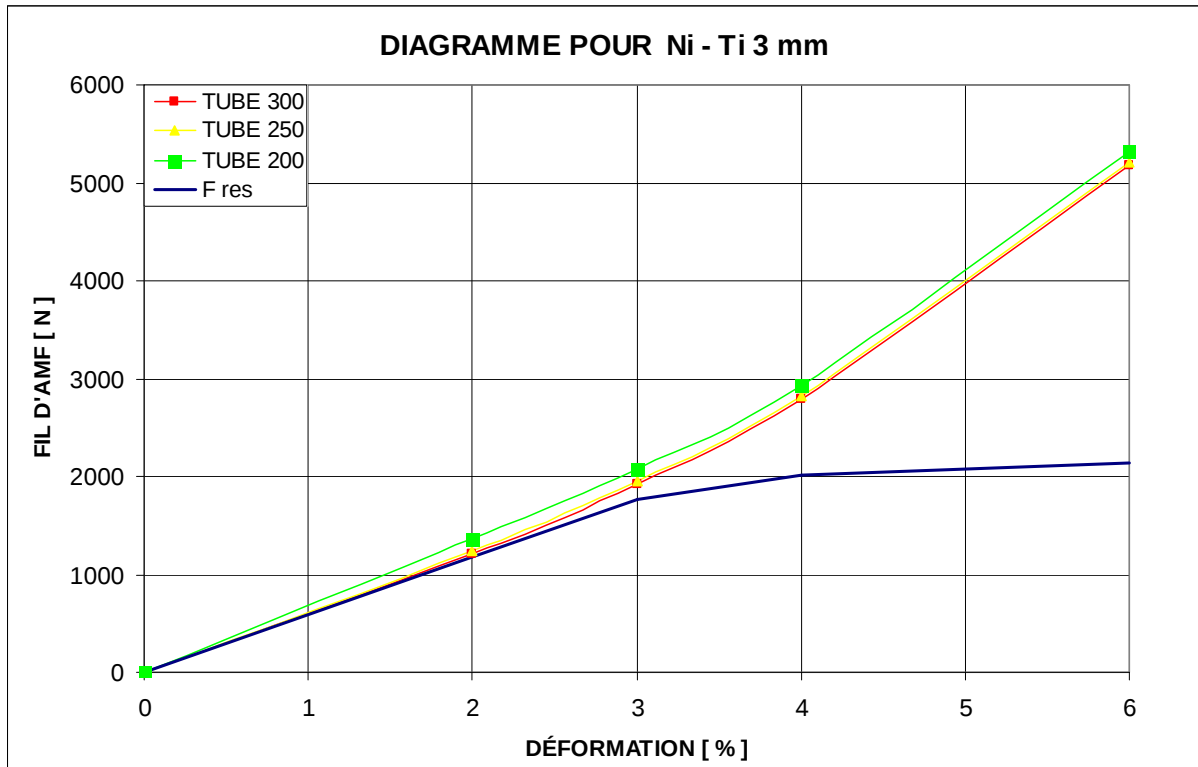


Fig. 7.7. Diagramme des forces théoriques maximale et résiduelle dans le fil d'AMF selon la déformation initiale du fil, obtenu pour le fil Ni - Ti de diamètre 3 mm.

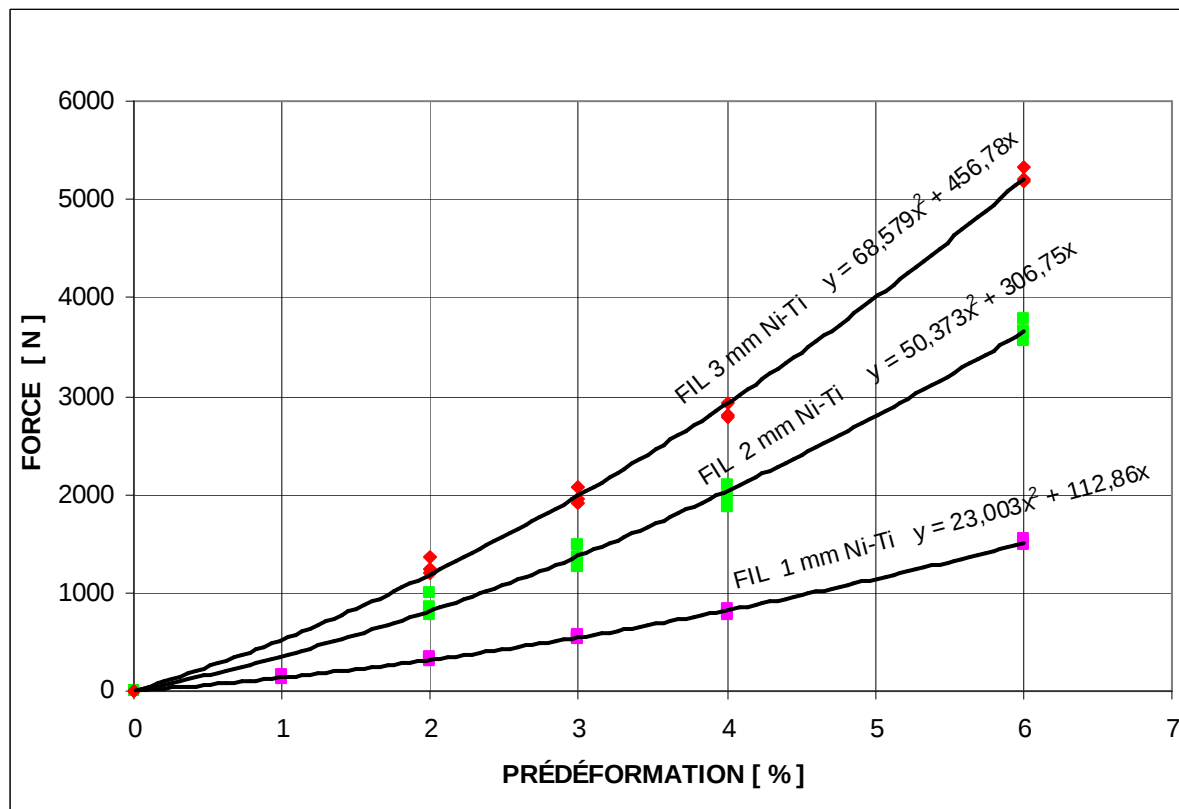


Fig. 7.8. Diagramme représentant la force maximale obtenue dans le fil Ni - Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm en fonction de la prédéformation du fil (chaque courbe correspond à la moyenne des résultats obtenus pour les trois cylindres creux).

8. Essais expérimentaux de la capacité de charge de compression du cylindre de diamètres de 200 mm

Afin de déterminer l'efficacité de la précontrainte du cylindre en béton au moyen d'un fil à mémoire de forme de Ni – Ti de diamètre 2 mm, on a réalisé:

- une analyse numérique des cylindres creux chargés, avec un nombre déterminé de spires de fil d'AMF disposées selon la hauteur de l'échantillon;
- une étude expérimentale des cylindres chargés par une force de précontrainte, appliquée à la paroi des cylindres.

Pour les études expérimentales, trois cylindres en béton avec un diamètre extérieur de 200 mm ont été sélectionnés :

- deux cylindres précontraints à l'aide du fil Ni - Ti de diamètre de 2 mm avec les paramètres indiqués dans le tableau 6-4 sous la position 6 (cylindre R1) et la position 5 (cylindre R2) ;
- un troisième cylindre sans précontrainte (cylindre de référence nommé R3).

Les calculs pour les cylindres R1 et R2 sont effectués avec les mêmes données pour la géométrie et les matériaux. La seule différence est la valeur de la force de précontrainte dans le fil d'AMF. Pour le cylindre R1, nous avons une force de précontrainte $P_o = 640$ N. Pour le cylindre R2, la force de précontrainte est $P_o = 1280$ N. L'évolution de la contrainte dans le cylindre en béton dans les directions circonférentielle et longitudinale au cours de la mise en place de la précontrainte est présentée sur la Fig. 6.41. La contrainte circonférentielle maximale de compression est obtenue à une hauteur de 0,224 m ; elle est égale à 8,55 MPa et 17,1 MPa respectivement pour les cylindres R1 et R2. La contrainte longitudinale maximale de traction se développe à la surface interne de la paroi à une hauteur de 0,174 m ; elle est égale 4,39 MPa et 8,78 MPa respectivement pour les cylindres R1 et R2. A mi-hauteur des cylindres, les contraintes de traction dans le béton sur la surface interne de la paroi sont égales à 1,2 MPa et 2,4 MPa.

8.1. Essais sur cylindres.

Les études expérimentales ont été réalisées à l'aide d'une machine de traction-compression ZWICK 1600. Le programme de pilotage prévoit une vitesse de déplacement longitudinal constante (0,05 mm/min) avec un enregistrement de la force en fonction du

temps. On impose l'arrêt de la machine lorsque la force de compression diminue de 20% par rapport à sa valeur maximale. L'étude a été faite sur trois échantillons :

- cylindre creux en béton avec fil AMF enroulé (nommé R1) : la force de précontrainte y est égale à $P_0 = 640 \text{ N}$;
- cylindre creux en béton avec fil d'AMF enroulé (nommé R2) : la force de précontrainte y est égale à $P_0 = 1280 \text{ N}$;
- cylindre creux de référence (nommé R3) : cylindre sans fil AMF.

Pour le contact au niveau des deux extrémités des échantillons, nous avons utilisé une liaison rotule à l'extrémité supérieure du cylindre et une liaison rigide (encastrement) à l'extrémité inférieure. Une vue de la machine en cours d'essai est présentée sur la fig. 8.1.

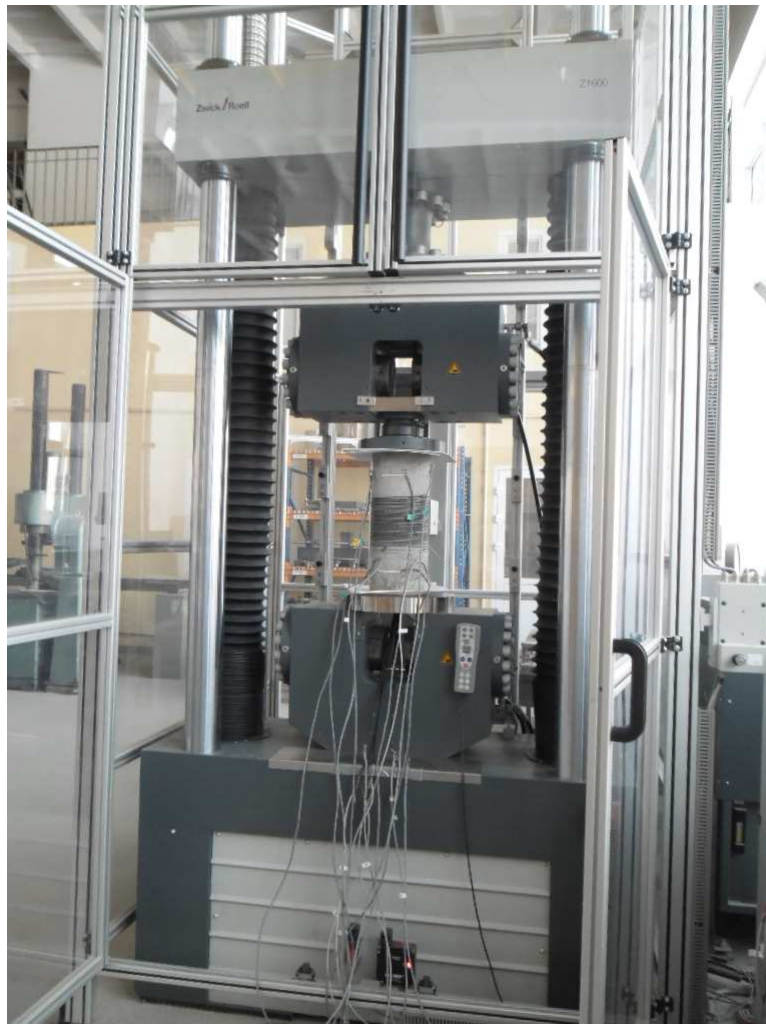


Fig. 8.1. Machine utilisée pour la réalisation des essais de compression sur cylindre.

La préparation des échantillons pour un essai est effectuée de la manière suivante :

- les faces supérieures et inférieures des cylindres ont été meulées pour donner une longueur uniforme aux trois cylindres ;
- nous avons placé deux plaques en téflon d'épaisseur 2 mm et de dimensions $300 \times 300 \text{ mm}^2$ entre les traverses de la machine et les deux extrémités des cylindres ;
- les jauges extensométriques de longueur 75 mm ont été collées et connectées à une Spider 8 HBM.

Les positions des jauges sont présentées sur les figures 8.5 à 8.7. Dans le détail, on a les jauges suivantes :

Jauges sur le cylindre de référence R3 :

Des jauges extensométriques sont collées à mi-hauteur sur les faces intérieure et extérieure du cylindre : jauges 1 à 4 sur la figure 8.5. De plus, 2 jauges sont placées dans la direction circonférentielle sur la surface extérieure à une distance de 75 mm du bord supérieur du cylindre : jauges 5 et 6 sur la figure 8.5.

Jauges sur les cylindres R1 et R2 :

Pour les cylindres R1 et R2, nous avons placé les jauges au niveau des zones enroulées des cylindres, sur la surface intérieure : 3 jauges circonférentielles et 3 jauges longitudinales (voir Fig.8.6 et 8.7). Sur la zone supérieure, nous avons collé 2 jauges extensométriques dans les direction longitudinale et circonférentielle. Compte tenu du mode de rupture du cylindre de référence (lors d'un premier essai), nous avons ajouté 2 jauges dans les deux directions à la moitié de la distance mesurée à partir du bord inférieur du cylindre jusqu'à la première spire de fil. Compte tenu de la difficulté pour placer les fils électriques à l'intérieur du cylindre, les jauges sont mises en place sur la surface extérieure, sur la partie non-chargée du cylindre.

8.2. Résultats obtenus

A l'aide de la machine d'essais, nous avons testé en premier le cylindre R3 en le soumettant à une force de compression longitudinale. La force maximale que l'échantillon a supportée est égale à 292,89 kN, pour un déplacement de traverse de 3 mm. Ensuite, nous avons chargé les cylindres R1 et R2. Sur la figure 8.2, on voit que pour les deux cylindres la force maximale de compression est obtenue pour 4 mm de déplacement de la traverse. On a obtenu les niveaux suivants de compression maximale pour R1 et R2 : respectivement

281,62 kN et 224,3 kN.

Comme indiqué plus haut, la vitesse de déplacement de la traverse a été la même pour les trois cylindres. La figure 8.3 présente l'évaluation de la force verticale au cours du temps. On observe que l'augmentation de la force est beaucoup plus lente pour les cylindres précontraints. Par exemple, la force est égale à 200 kN au bout de 2254 s pour le cylindre de référence, au bout de 3369 s pour le cylindre R1, et au bout de 4828 s pour le cylindre R2. Ceci montre une amélioration de la performance du béton pour les cylindres R1 et R2 du fait de la précontrainte créée par le fil AMF.

La machine a été programmée pour s'arrêter après une baisse de 20% de la force de compression par rapport de sa valeur maximale. Pour l'éprouvette avec la précontrainte la plus élevée (R2), la durée de baisse de force a été la plus longue : 1122 s pour une diminution de la force de 10%, à comparer avec 437 s pour le cylindre de référence.

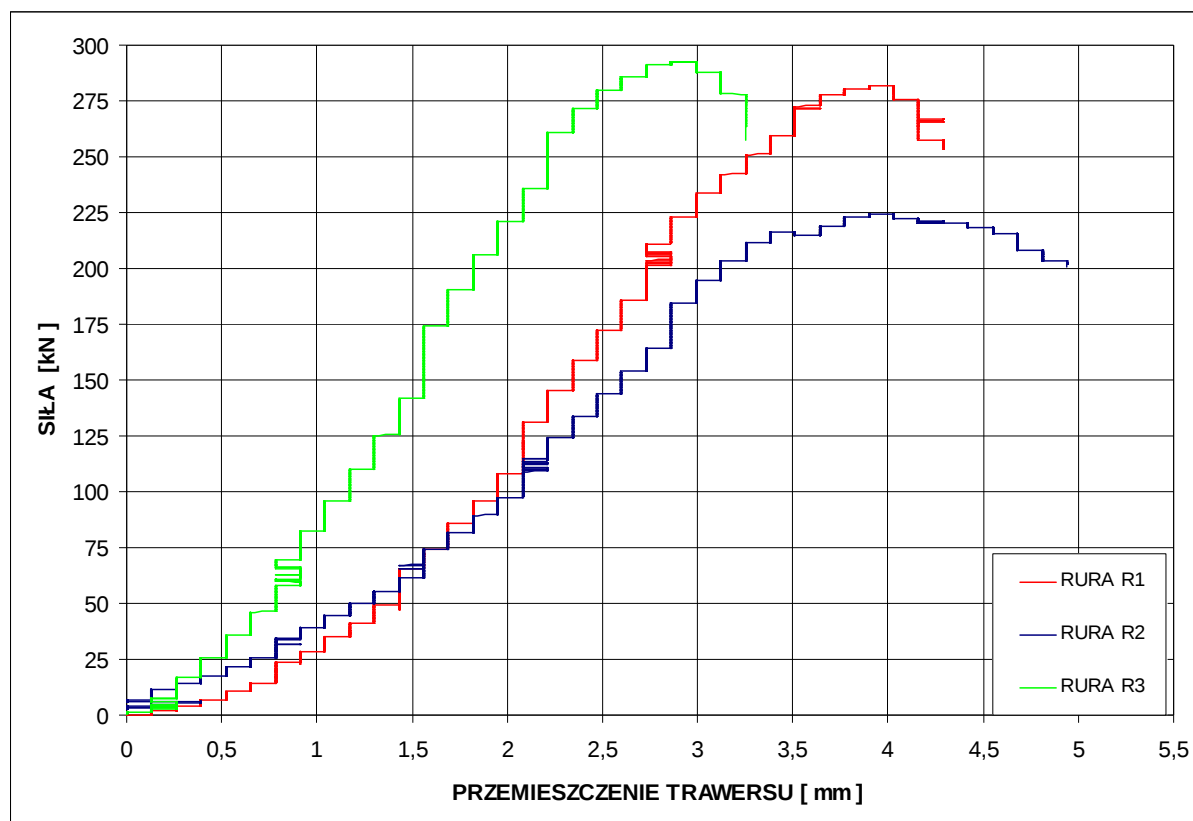


Fig. 8.2. Force de compression en fonction du déplacement de la traverse.

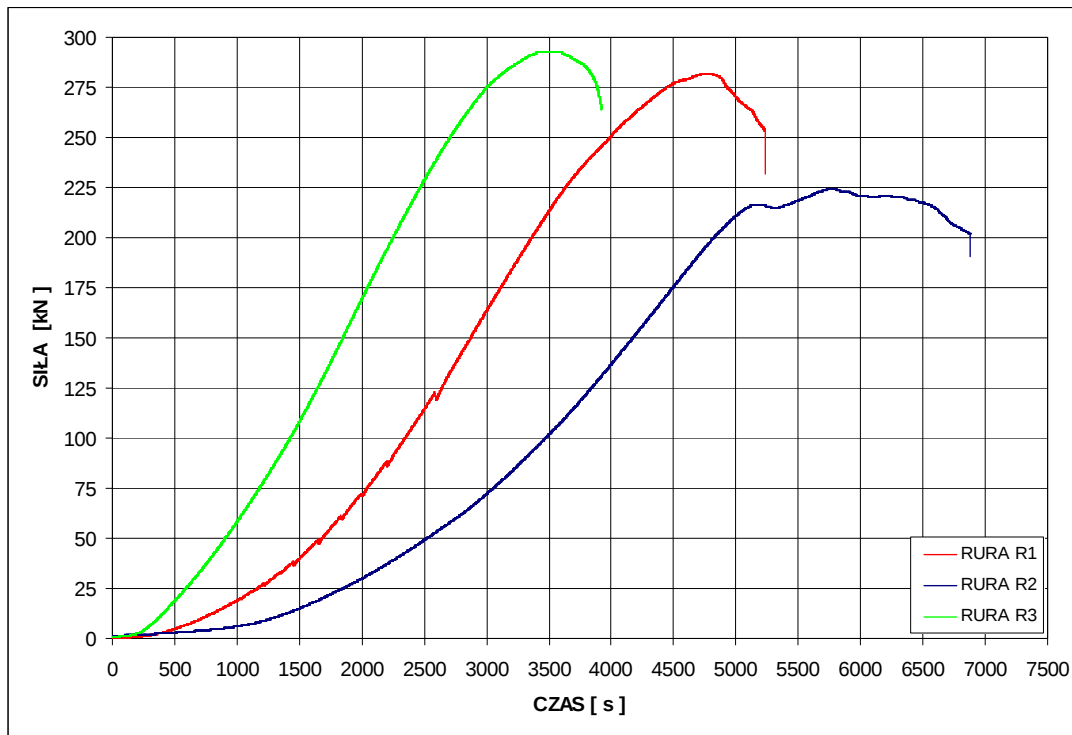


Fig. 8.3. Evolution de la force de compression en fonction du temps.

La figure 8.4 présente une vue générale sur les cylindres avant et après les essais. Note : les éprouvettes présentées sur les photos sont en fait "retournées" : les parties "hautes" des cylindres sont en bas sur la photo. Dans la partie inférieure de chaque cylindre sur la photo, au-dessous des fils d'AMF (en réalité, il s'agit de la "partie haute"), on ne voit aucune fissure.

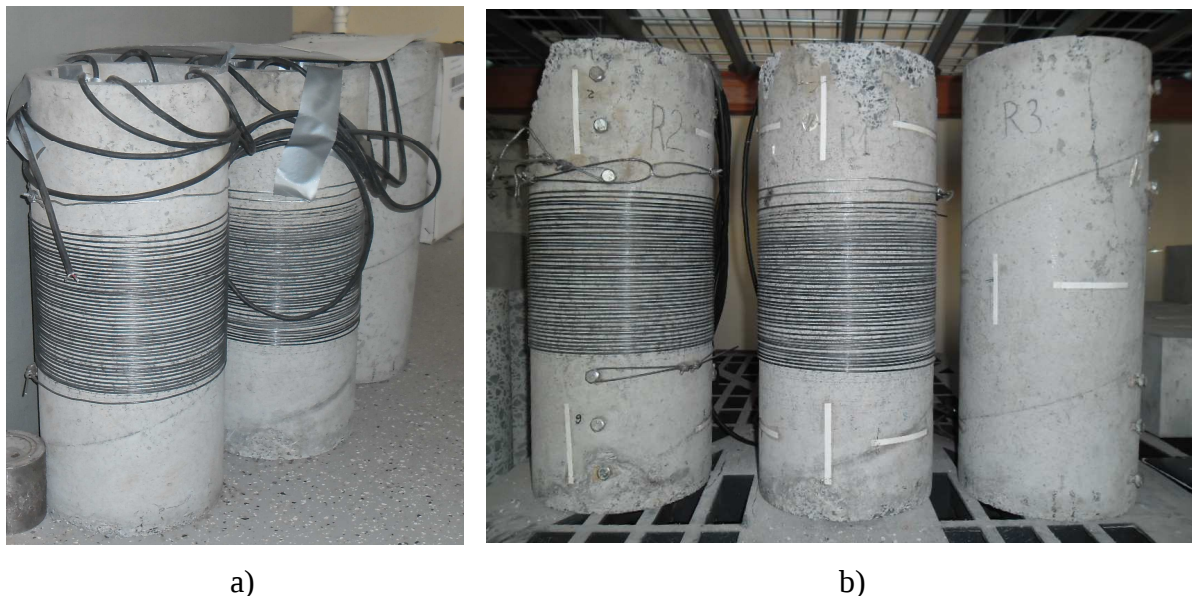


Fig. 8.4. Cylindres R1, R2 et R3 : a) avant essai, b) après essai.

Les figures 8.5, 8.6 et 8.7 montrent les positions des fissures sur les surfaces extérieures des cylindres R3, R1 et R2, respectivement. La position des jauges est également

indiquée sur ces figures.

Les fissures longitudinales et circonférentielles sont plus nombreuses sur la paroi du cylindre de référence R3, qui n'était pas précontraint. Les longueurs des fissures vont de quelques centimètres à quelques dizaines de centimètres, mesurées à partir du bord inférieur du cylindre. La longueur de rupture longitudinale est égale à 300 mm (fig. 8.5 et fig. 8.8). Au niveau du bord inférieur du cylindre, au cours de la compression, un éclatement du béton s'est produit. L'utilisation des plaques en téflon entre la face inférieure du cylindre et la base rigide de la machine d'essai n'a pas réduit considérablement l'effet de blocage inférieur du cylindre. Dans cette partie du cylindre sont apparues les plus grandes contraintes de compression et de traction circonférentielle. On voit sur la figure 8.8 que le rayon extérieur sur le bord inférieur du cylindre a augmenté du fait de l'éclatement de la paroi. La fissure longitudinale s'est développée car la résistance du béton à la traction a été dépassée.

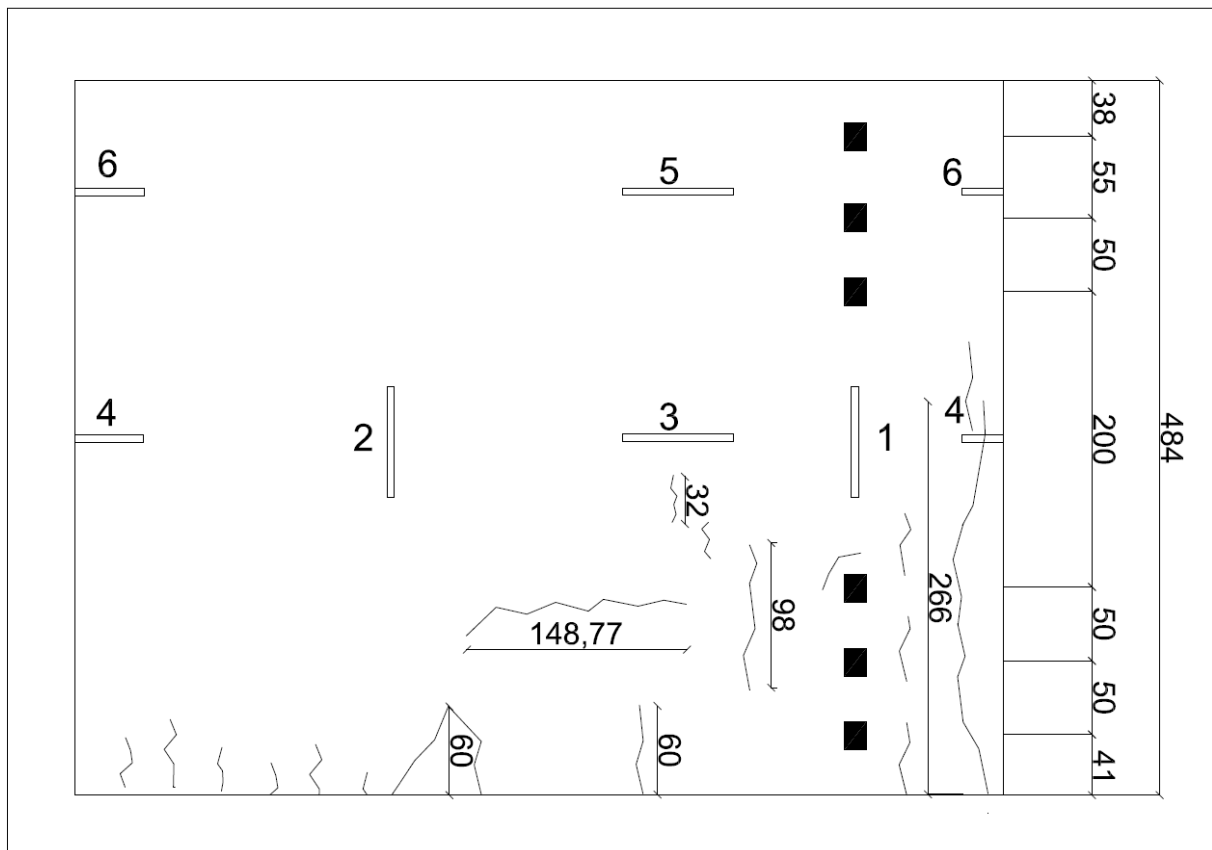


Fig. 8.5. Position des fissures dans le béton sur la surface extérieure du cylindre R3. Les positions des jauges sont également indiquées.

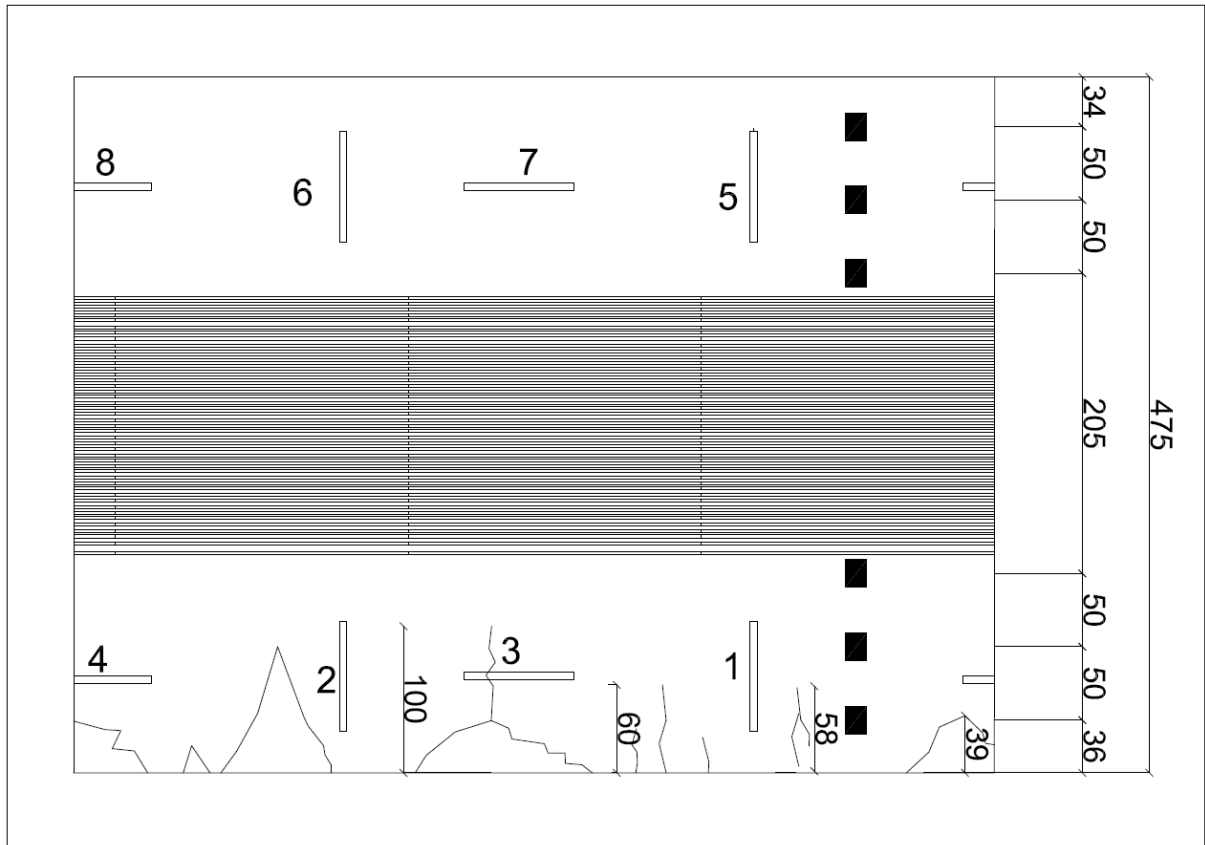


Fig. 8.6. Position des fissures de béton sur la surface extérieure du cylindre R1. Les positions des jauges sont également indiquées.

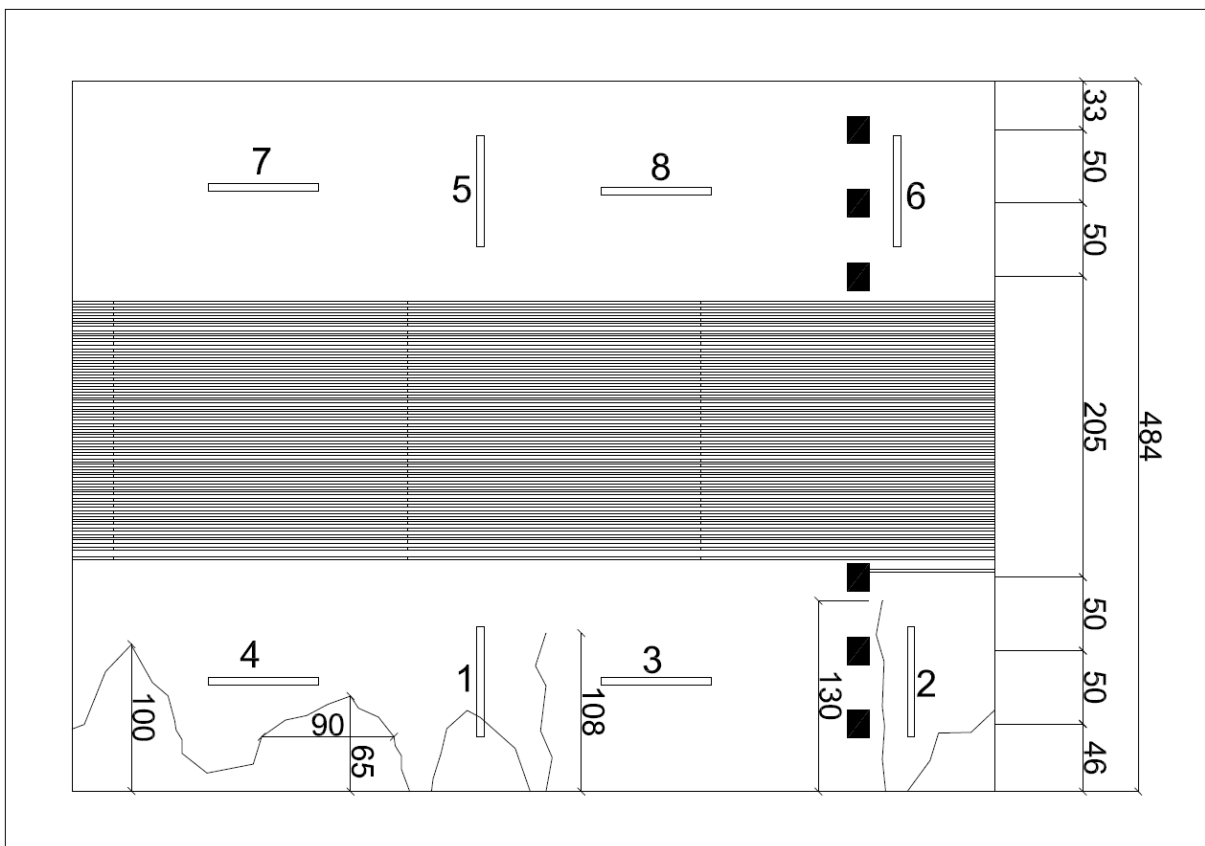


Fig. 8.7. Position des fissures dans le béton sur la surface extérieure du cylindre R2. Les positions des jauges sont également indiquées.

Pour les deux cylindres R1 et R2, les longueurs des fissures sont plus faibles (fig. 8.6 et 8.7). Les fissures longitudinales qui se développent depuis le bord inférieur du cylindre n'atteignent pas le fil enroulé. L'éclatement du béton survenu dans la partie inférieure des cylindres est beaucoup plus important, ce que l'on voit sur les fig. 8.9, 8.10 et 8.11. La zone supérieure des cylindres R1 et R2 ne présentent pas de fissures comme dans le cas du cylindre de référence.



Fig. 8.8. Vue de la partie inférieure du cylindre R3 (fissure de longueur 26,6 cm) après l'essai.



Fig. 8.9. Vue de la partie inférieure arrière de l'échantillon R2 après l'essai.



Fig. 8.10. Vue de la partie inférieure avant de l'échantillon R2 après l'essai.



Fig. 8.11. Vue de la partie inférieure du cylindre R1 après l'essai.

8.3. Analyse des résultats expérimentaux

Bien que tous les cylindres aient été fabriqués avec le même béton, le temps de chargement des éprouvettes jusqu'à la force maximale de compression varie considérablement en fonction du cylindre testé. Ci-dessous, on indique les forces maximales enregistrées et les durées de chargement pour chaque cylindre :

- cylindre en béton (référence) R3 : $P_{\max} = 292,89 \text{ kN}$, $t = 3484 \text{ s}$;
- cylindre R1 enroulé à l'aide du fil avec la force $P_o = 640 \text{ N}$, $P_{\max} = 281,62 \text{ kN}$, $t = 4749 \text{ s}$;
- cylindre R2 enroulé à l'aide du fil avec la force $P_o = 1280 \text{ N}$, $P_{\max} = 224,3 \text{ kN}$, $t = 5756 \text{ s}$.

Les figures 8.12, 8.13 et 8.14 présentent les évolutions des déformations longitudinales moyennes du béton pour les points de mesure choisis, en fonction du temps. Le signe moins (-) indique un allongement, le signe plus (+) indique un raccourcissement. La figure 8.15 montre l'évolution de la déformation longitudinale moyenne du béton en fonction du temps, mesurée à mi-hauteur de la surface intérieure des cylindres.

On voit que pour le cylindre R3, la valeur moyenne de la déformation longitudinale finale du béton est égale à $1190,68 \text{ } \mu\text{m/m}$, obtenue après un temps de 3922 s . Pour le cylindre R1, la valeur est égale à $1170,32 \text{ } \mu\text{m/m}$, obtenue après un temps de 5226 s . Pour le cylindre R2,

la valeur est égale à 723,62 $\mu\text{m/m}$, obtenue après un temps de 6878 s.

La figure 8.12 montre que pour le cylindre R3, les déformations longitudinales du béton à mi-hauteur sont quasiment identiques sur les deux faces de la paroi du cylindre jusqu'à un temps égal à 1495 s. Au-delà, il se produit une déformation de compression plus grande sur la surface extérieure.

Sur la fig. 8.14, on observe que les valeurs moyennes de la déformation longitudinale du béton mesurées à la mi-hauteur et dans la partie supérieure du cylindre sont égales respectivement à 723,68 $\mu\text{m/m}$ et 766,32 $\mu\text{m/m}$ à la fin de l'essai. La déformation longitudinale du béton mesurée dans la partie inférieure du cylindre au temps 4550 s est plus petite que la valeur moyenne de déformation du béton enregistrée à mi-hauteur et dans la partie supérieure de cylindre. Avec le temps, on observe une augmentation rapide de la déformation de compression jusqu'à une valeur de 1161,96 $\mu\text{m/m}$ pour une force maximale de 224,3 kN (pour $t = 5786$ s). A la fin de l'essai après un temps $t = 6878$ s, la valeur moyenne de la déformation longitudinale dans la partie inférieure du cylindre est égale à 1346,4 $\mu\text{m/m}$. Il est observé une déformation importante du cylindre près du bord inférieur, accompagnée de la création de fissures longitudinales (voir fig. 8.9) ainsi qu'un éclatement du béton. Pour le cylindre R1, on a noté une augmentation significative de la déformation longitudinale moyenne mesurée dans la partie inférieure de l'éprouvette. A la fin de l'essai, les valeurs de ces déformations approchent les valeurs moyennes longitudinales des déformations mesurées à mi-hauteur du cylindre.

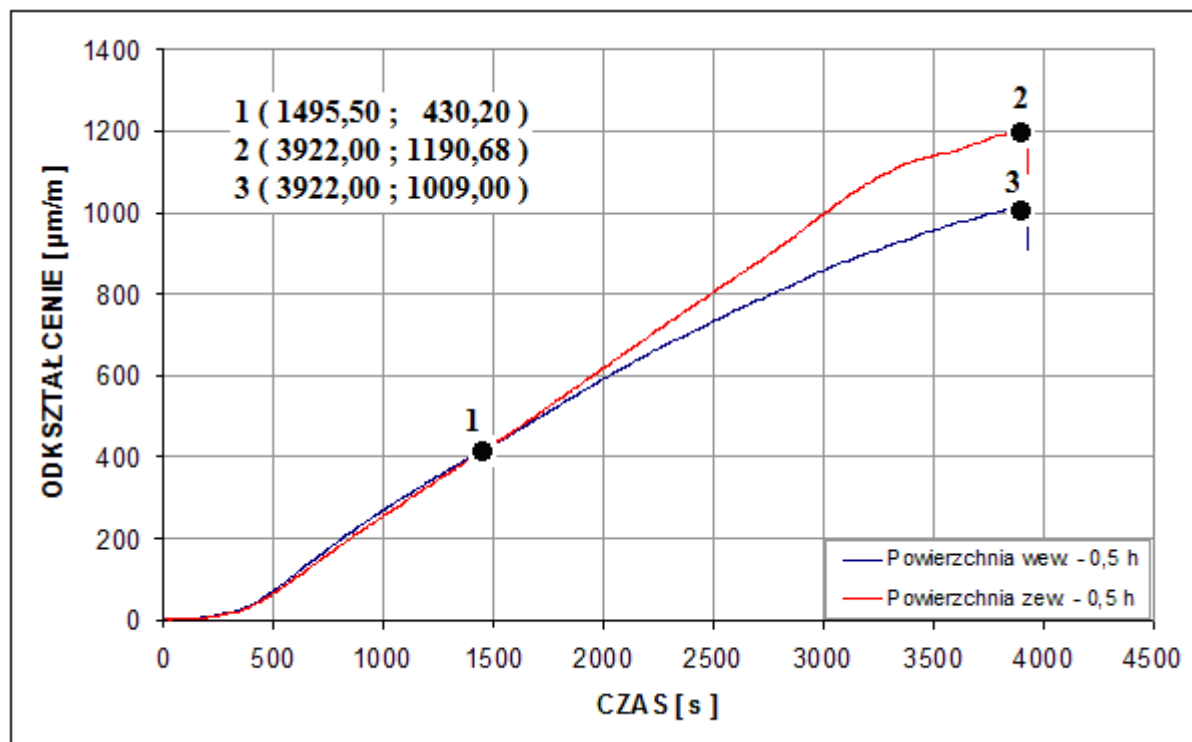


Fig. 8.12. Evolution de la déformation longitudinale dans le béton en fonction du temps pour le cylindre R3.

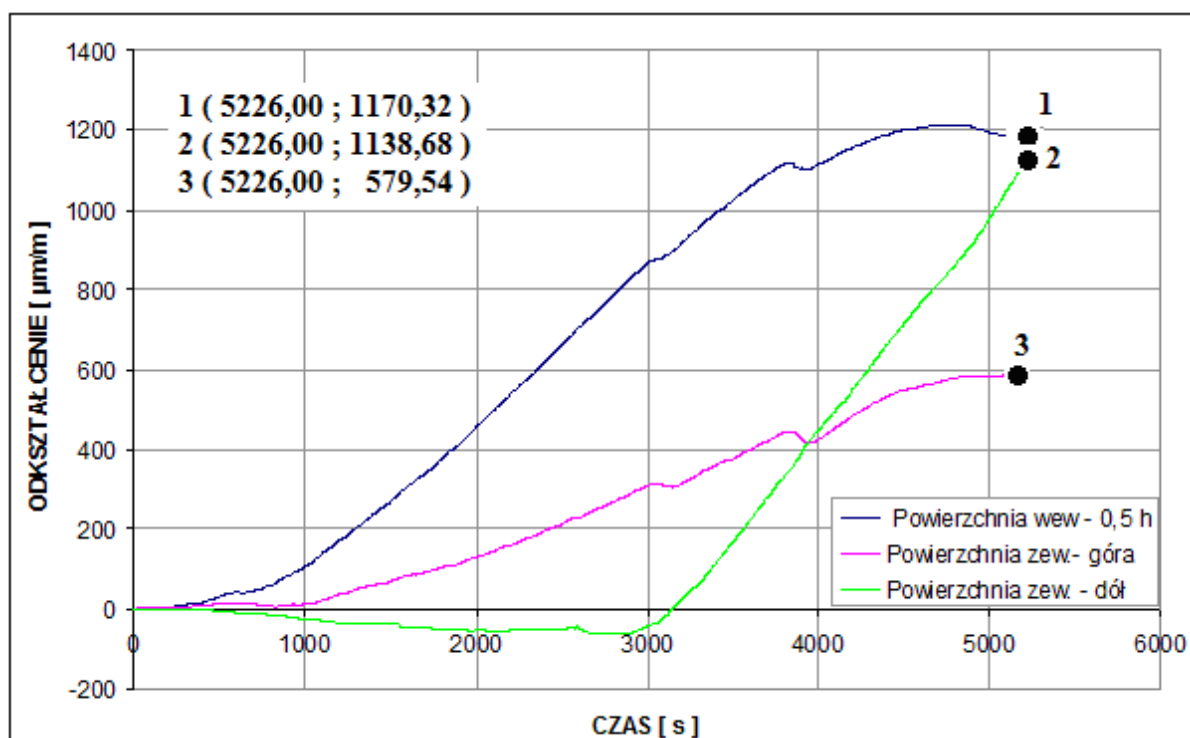


Fig. 8.13. Evolution de la déformation longitudinale dans le béton en fonction du temps pour le cylindre R1.

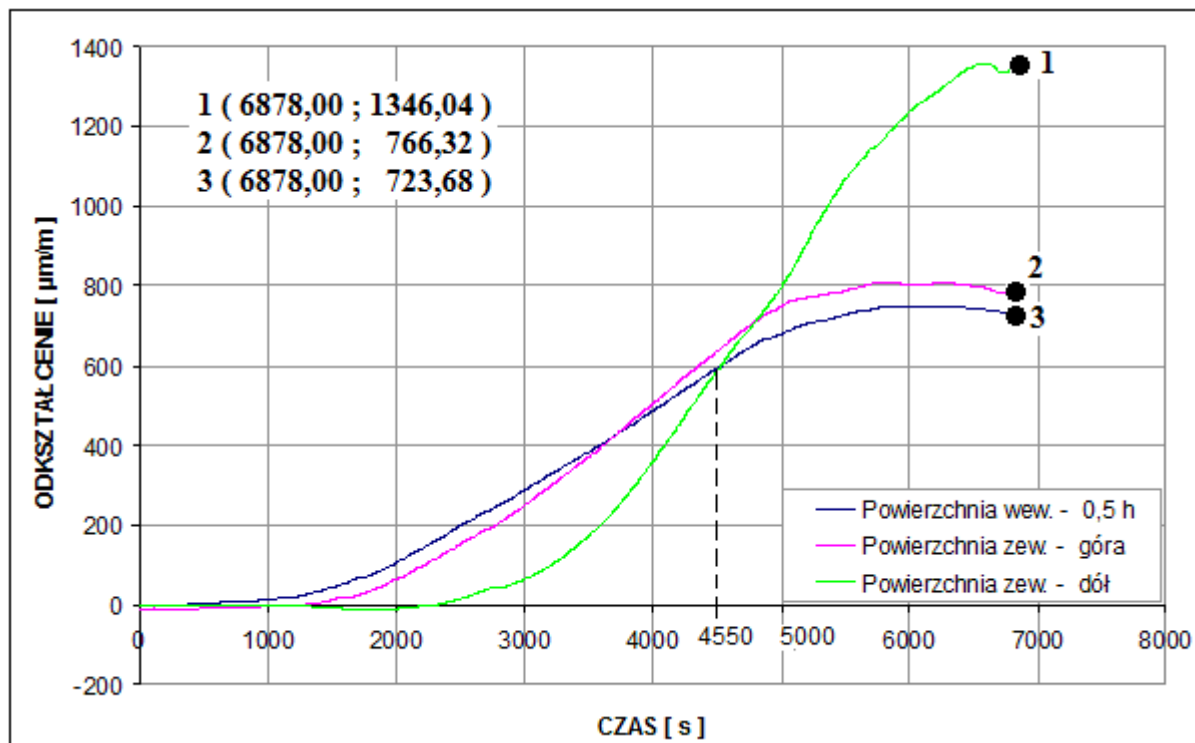


Fig. 8.14. Evolution de la déformation longitudinale dans le béton en fonction du temps pour le cylindre R2 .

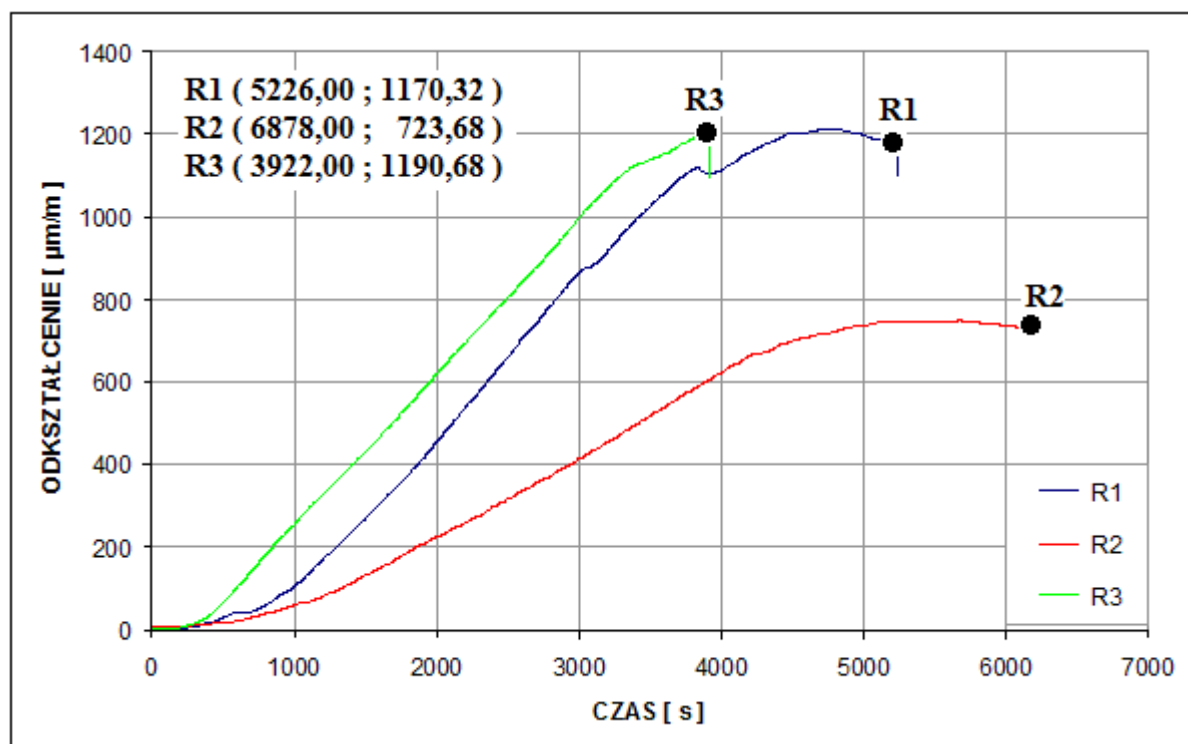


Fig. 8.15. Evolution de la déformation longitudinale moyenne du béton en fonction du temps, mesurée à mi-hauteur de la surface interne des cylindres.

Les figures 8.16, 8.17, 8.18 présentent respectivement l'évolution de la déformation moyenne circonférentielle du béton aux points de mesure choisis, en fonction du temps. Sur la figure 8.19, on compare les évolutions de la déformation circonférentielle moyenne à mi-hauteur pour les trois cylindres testés. On note que, après un temps $t = 2293$ s correspondant à $P = 205,54$ kN, on obtient une augmentation significative des déformations de traction circonférentielle du béton pour le cylindre R3. Une déformation circonférentielle (traction) maximale égale à $-771,72 \mu\text{m/m}$ est obtenue en fin d'essai. Plus tôt, on observe le développement rapide d'une fissure verticale formée à partir du bord inférieur, qui va jusqu'à mi-hauteur de l'échantillon et traverse une jauge circonférentielle (voir fig. 8.5). Pour les cylindres précontraints, les valeurs moyennes des déformations circonférentielles de traction sont comparables jusqu'à $t = 3000$ s. Au-delà, on observe une augmentation de la déformation circonférentielle du cylindre R1 jusqu'à une valeur maximale de $-175,20 \mu\text{m/m}$ après un temps 4740 s. Ceci correspond à une force égale à 281,6 kN. Lorsque la force augmente encore jusqu'à une valeur maximale $P = 281,6$ kN, on observe une stabilisation de la déformation circonférentielle de traction. La valeur mesurée à la fin pour le temps 5226 s est égale à $-173,0 \mu\text{m/m}$. Pour le cylindre R2, la déformation circonférentielle de traction maximale à $t = 3295$ s est égale à $-97,8 \mu\text{m/m}$ (ce qui correspond à une force $P = 133,2$ kN). Avec l'augmentation de la force jusqu'à une valeur $P = 224,3$ kN, la déformation circonférentielle moyenne du béton est égale à $-40,38 \mu\text{m/m}$ au temps 5135 s. La déformation circonférentielle finale au temps 6226 s est égale à $-53,88 \mu\text{m/m}$.

La figure 8.16 montre que dans la phase initiale (jusqu'à 1470 s, force $P = 105,3$ kN) sur la surface intérieure du cylindre R3, se produit une déformation circonférentielle de compression. Avec l'augmentation de la force, sur la surface intérieure du cylindre se crée une déformation circonférentielle de traction. Sur la surface extérieure du cylindre à partir du début de l'essai, il y a une déformation circonférentielle de traction. Après un temps de 1890 s (correspondant à une force $P = 150,2$ kN), les valeurs moyennes de la déformation circonférentielle de traction sur les deux surfaces sont égales. Dans la dernière phase de mesure, les valeurs maximales de déformation circonférentielle de traction sur les surfaces interne et externe du cylindre R3 sont égales respectivement à $-771,72 \mu\text{m/m}$ et $-342,72 \mu\text{m/m}$. Dans la partie supérieure du cylindre R3, dès le début de la charge, il existe des déformations circonférentielles de traction. Dans la dernière phase de mesure, après un temps $t = 3783,5$ s, ces déformations sont égales à $-532,74 \mu\text{m/m}$.

Pour le cylindre R1, la déformation circonférentielle de traction du béton au stade final de l'essai dans la partie supérieure du cylindre au temps 5226 s est égale à $-286,02 \mu\text{m/m}$.

Pour le cylindre R2, de manière analogue, la valeur moyenne de la déformation du béton au stade final de l'essai au temps 6878 s est égale à $-181,68 \mu\text{m/m}$. Pour les deux cylindres, ces déformations sont plus grandes que les déformations mesurées à mi-hauteur du cylindre. Dans la partie inférieure du cylindre, dans le cas du cylindre R1, la déformation finale circonférentielle de traction, au temps 4320 s est égale à $-1139,68 \mu\text{m/m}$. De manière analogue, la déformation du béton mesurée à la fin de l'essai est égale à $-1120,14 \mu\text{m/m}$, au temps 6878 s.

De l'analyse des valeurs moyennes de déformation du béton, on voit clairement l'effet de la précontrainte du cylindre sur le comportement des cylindres. Dans la partie supérieure des cylindres R3, R1 et R2, les déformations circonférentielles de traction sont respectivement égales à $-532,74 \mu\text{m/m}$, $-286,02 \mu\text{m/m}$ et $-181,68 \mu\text{m/m}$ (à la fin d'essai). Dans la partie inférieure du cylindre R1 et R2, les déformations circonférentielles de traction sont égales respectivement à $-1139,68 \mu\text{m/m}$ (au temps 4320 s), et $-1120,14 \mu\text{m/m}$ (au temps 6878 s).

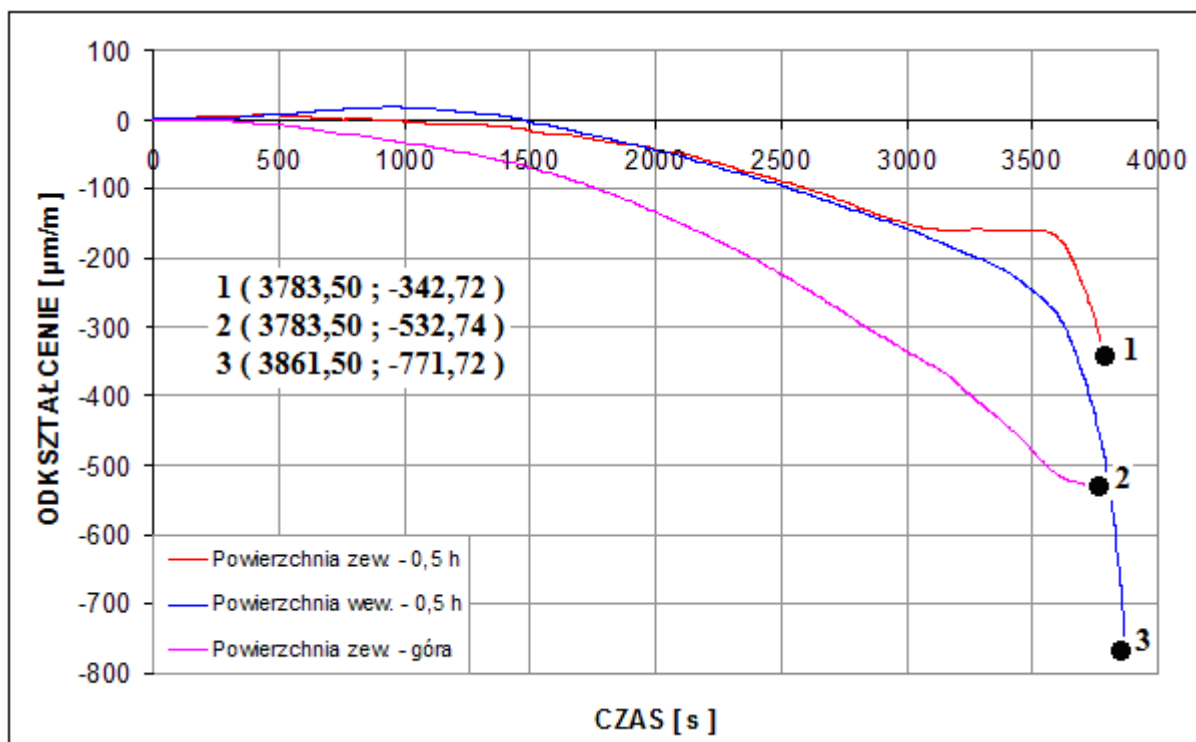


Fig. 8.16. Evolution de la déformation circonférentielle moyenne du béton en fonction du temps, mesurée sur la surface du cylindre R3.

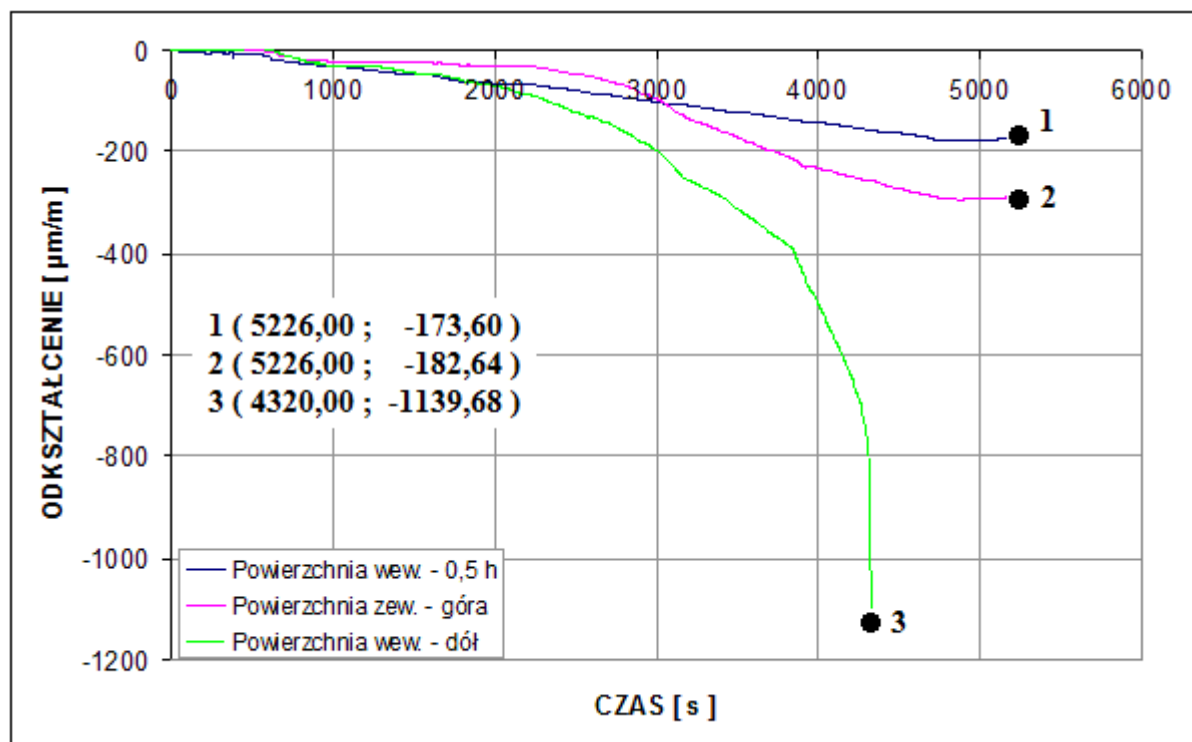


Fig. 8.17. Evolution de la déformation circonférentielle moyenne du béton en fonction du temps, mesurée sur la surface du cylindre R1.

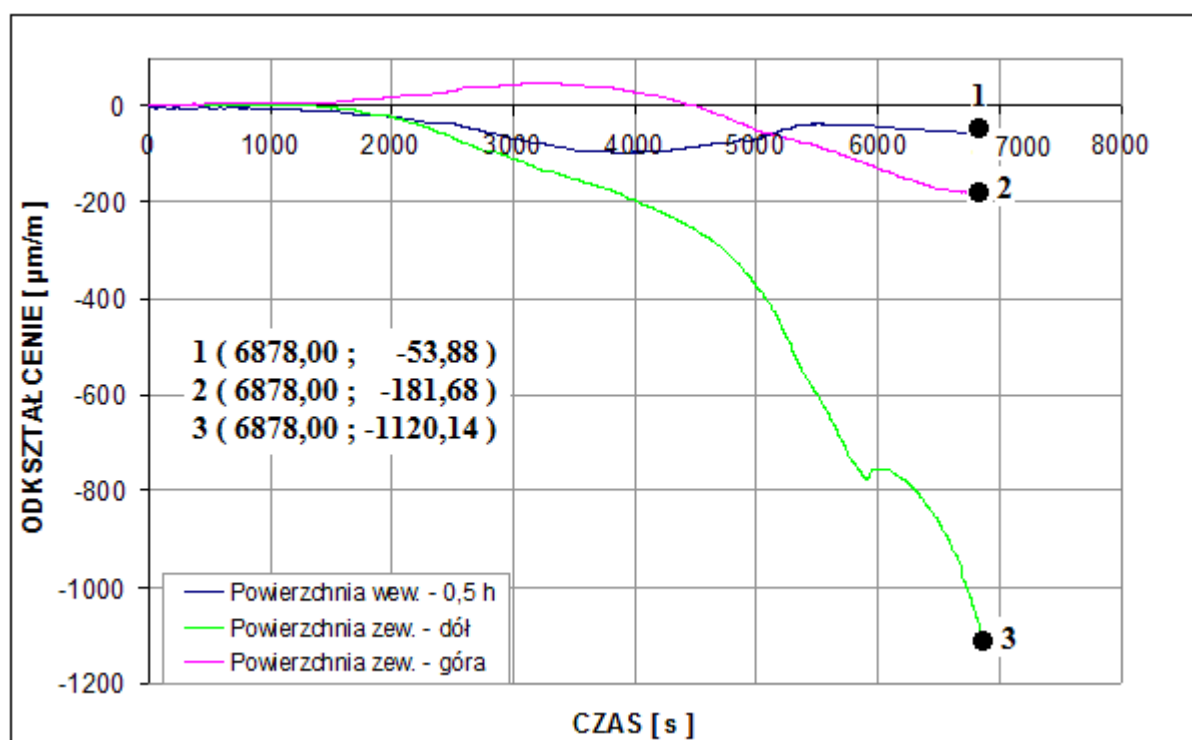


Fig. 8.18. Evolution de la déformation circonférentielle moyenne du béton en fonction du temps, mesurée sur la surface du cylindre R2.

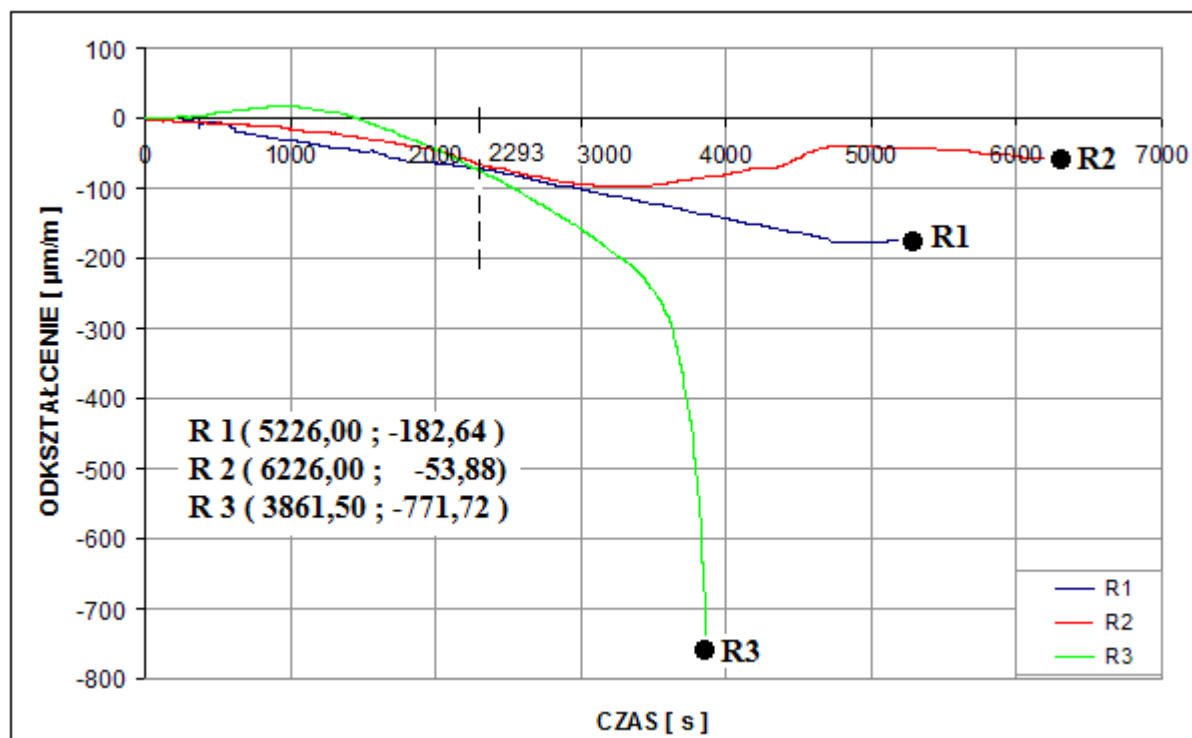


Fig. 8.19. Evolution de la déformation circonférentielle du béton en fonction du temps, mesurée à mi-hauteur de la surface interne des cylindres.

Les évolutions des valeurs moyennes de la déformation circonférentielle du béton sur la surface intérieure à mi-hauteur en fonction du temps (comme présenté sur la fig. 8.19), montrent clairement l'influence du niveau de précontrainte à l'aide du fil Ni-Ti sur les comportements des cylindres sollicités en compression.

Les évolutions de la déformation circonférentielle du béton en fonction de la charge verticale appliquée sur les cylindres R1, R2 et R3, mesurée à mi-hauteur sur les surfaces internes du cylindre, sont présentées sur la fig. 8.20. Pour les parties supérieure et inférieure des cylindres R1 et R2, elles sont présentées sur les figures 8.21 et 8.22 respectivement. Les déformations circonférentielles de traction des cylindres R1 et R2, calculées à mi-hauteur sur la base de la théorie, sont beaucoup plus petites que les déformations circonférentielles effectives obtenues dans ces cylindres au moyen du fil Ni-Ti. Dans le cas du cylindre de référence, on a dépassé la résistance à la traction du béton et il s'est créé des fissures. La rupture des cylindres R1 et R2 s'est produite suite au dépassement, dans la partie inférieure au-dessous des fils d'AMF, de la résistance en traction du béton dans les deux directions. Ce mode de rupture est également noté dans le cas du cylindre R3.

La précontrainte plus forte dans le cylindre R2 a également limité le développement de la déformation circonférentielle de traction dans le béton dans la partie supérieure du cylindre, au-dessus du fil d'AMF. La précontrainte du cylindre a allongé la durée de l'essai et a limité

l'augmentation du déplacement vertical de la traverse supérieure de la machine d'essais, ce qui a provoqué un éclatement du béton sur le bord inférieur. Ce comportement n'a pas permis au cylindre R2 d'atteindre une résistance plus élevée.

L'évolution de la déformation longitudinale à mi-hauteur de la surface extérieure des cylindres R1, R2 et R3, est montrée sur la fig. 8.23 en fonction de l'évolution de la force verticale de compression. De manière analogue, les évolutions des déformations moyennes longitudinales du béton sur la surface extérieure des parties supérieure et inférieure des cylindres R1 et R2, sont présentées respectivement sur les fig. 8.24 et 8.25. A mi-hauteur du cylindre R2, on observe les plus petites déformations, ce qui confirme l'existence d'un renforcement significatif à l'aide du fil Ni-Ti. Les valeurs moyennes plus grandes obtenues pour le cylindre R2 dans les parties supérieure et inférieure montrent une inversion du comportement aux extrémités du cylindre.

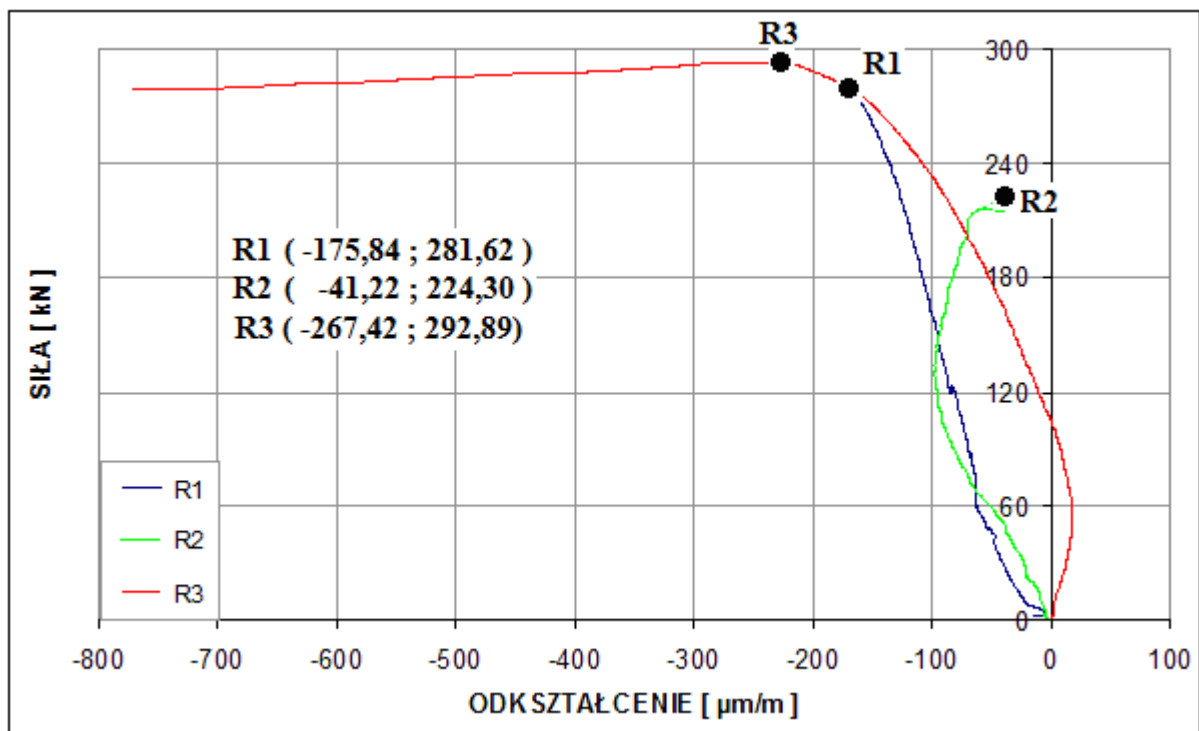


Fig. 8.20. Evolution de la déformation circonférentielle du béton en fonction de la charge, mesurée à mi-hauteur de la surface extérieure des cylindres R1, R2 et R3.

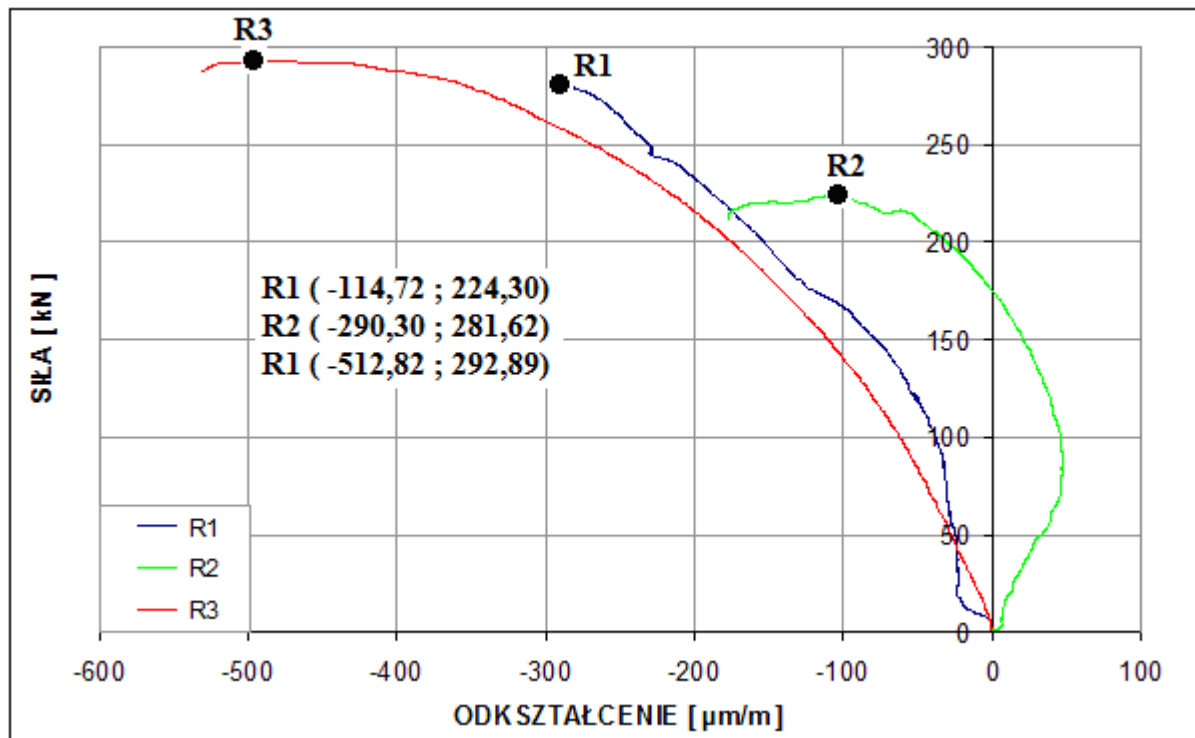


Fig. 8.21. Evolution de la déformation circonférentielle du béton en fonction de la charge, mesurée dans la partie haute de la surface extérieure des cylindres R1, R2 et R3.

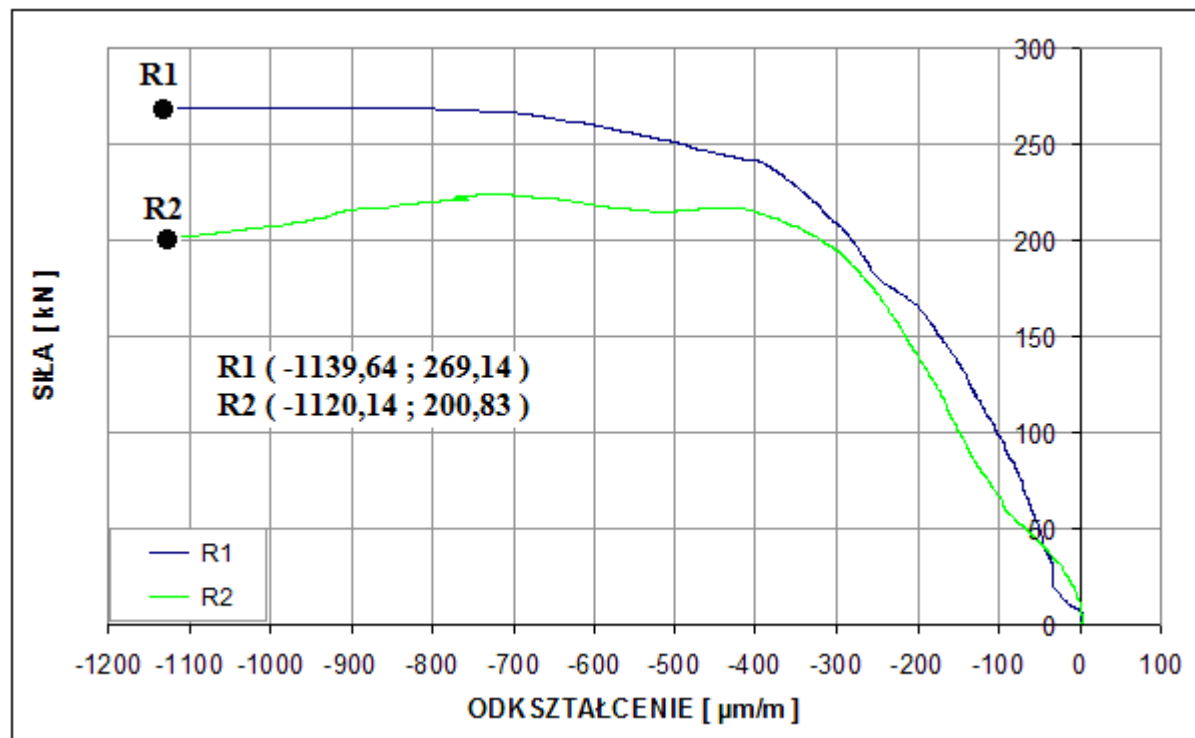


Fig. 8.22. Evolution de la déformation circonférentielle du béton en fonction de la charge, mesurée dans la partie basse de la surface extérieure des cylindres R1 et R2.

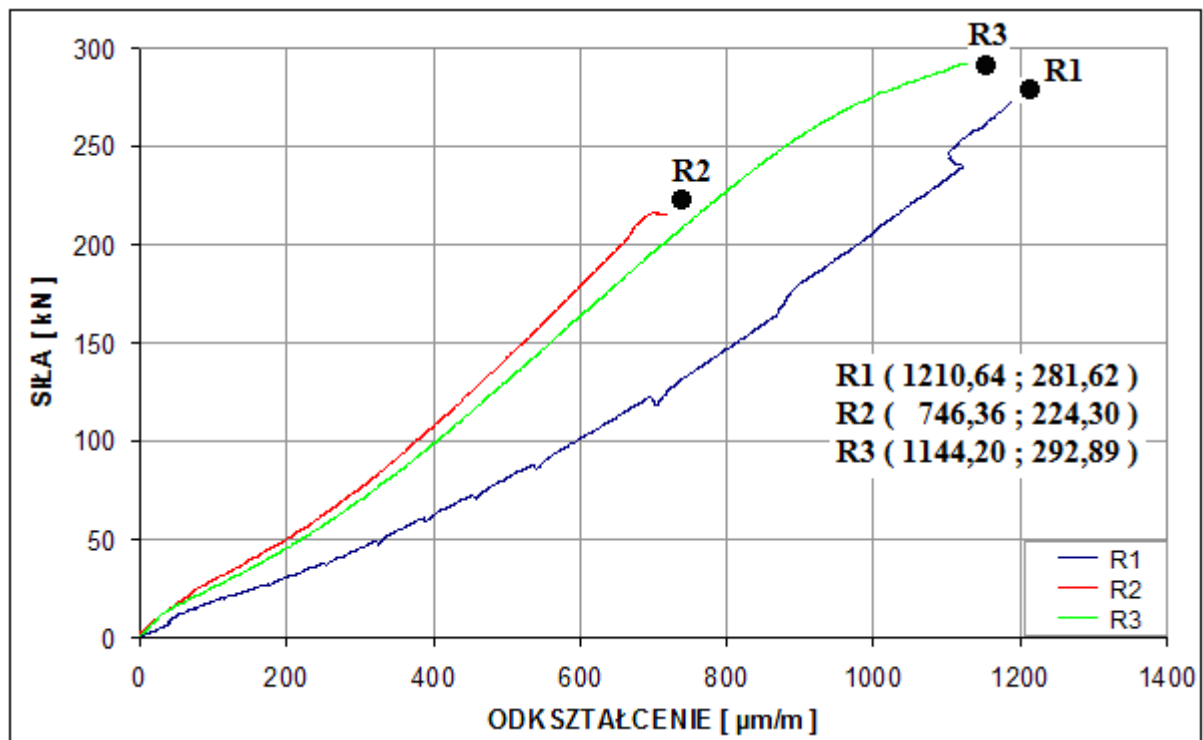


Fig. 8.23. Evolution de la déformation longitudinale du béton en fonction de la charge, mesurée à mi-hauteur de la surface extérieure des cylindres R1, R2 et R3.

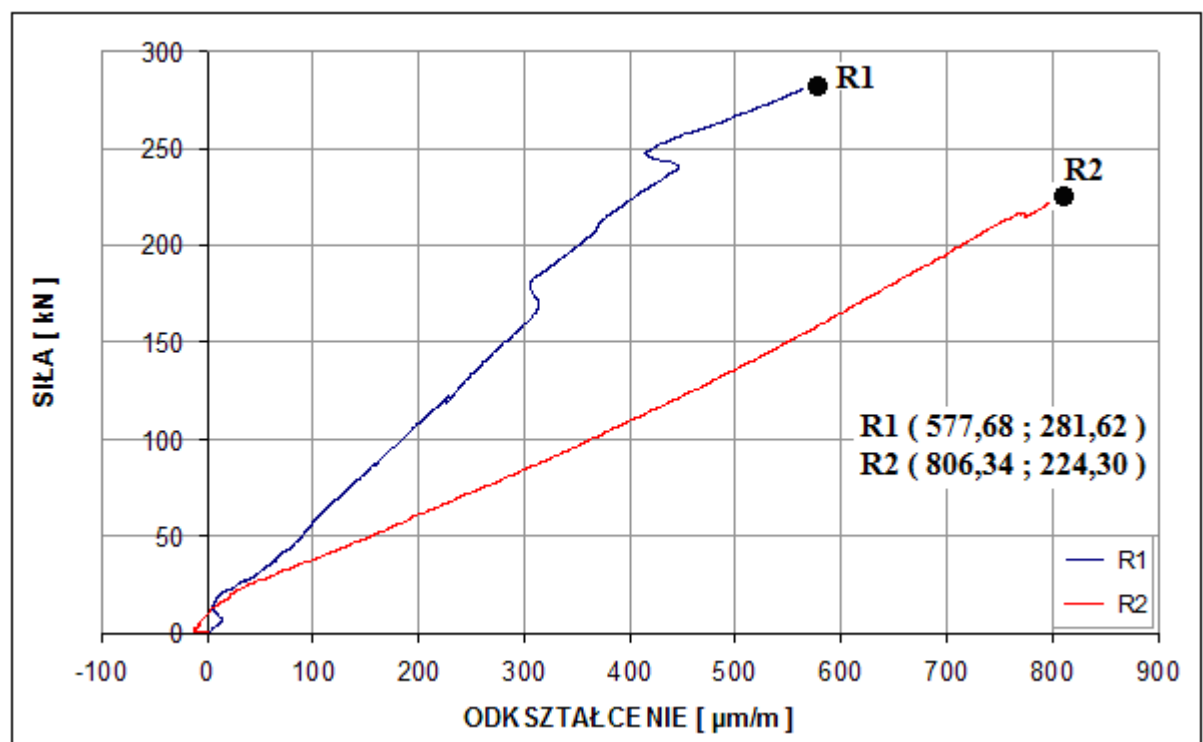


Fig. 8.24. Evolution de la déformation longitudinale du béton en fonction de la charge, mesurée dans la partie haute de la surface extérieure des cylindres R1 et R2.

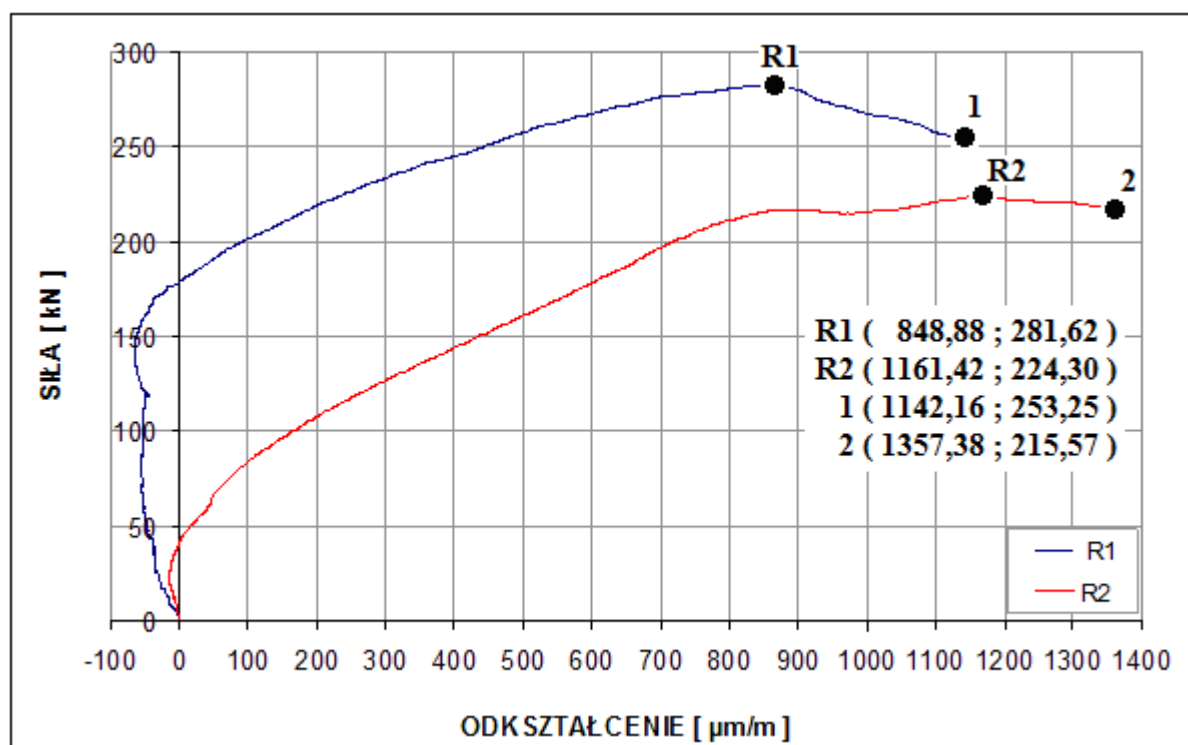


Fig. 8.25. Evolution de la déformation longitudinale du béton en fonction de la charge, mesurée dans la partie basse de la surface extérieure des cylindres R1 et R2.

9. Conclusions finales

Les conclusions suivantes peuvent être faites suite au travail réalisé :

- Concernant la caractérisation des fils d'AMF utilisé dans l'étude : Pour déterminer les températures de transformation de phase M_s , M_f , A_s à A_f , nous avons conclu qu'il vaut mieux utiliser la méthode dilatométrique, basée sur la variation de longueur durant le chauffage et le refroidissement du fil. De plus, cette méthode se rapproche des conditions d'utilisation du fil d'AMF pour nos applications à la création d'états de précontrainte dans des structures en béton.
- Les propriétés mécaniques de nos AMF dépendent non seulement de la composition de l'alliage, mais également du diamètre du fil utilisé. Nous avons pu créer des contraintes induites grâce à des fils AMF prédéformés (déformation résiduelle due à la présence de martensite), puis chauffés à une température supérieure à A_f en empêchant la déformation du fil. Ces contraintes induites (*recovery stress*) diminuent jusqu'à devenir des contraintes résiduelles (*residual stress*) lorsque la température diminue. Pour que ces contraintes résiduelles persistent et puissent être utilisées pour renforcer des structures en béton, il faut choisir des AMF pour lesquels la température M_s est inférieure à la plus basse température subie par la construction dans son environnement. Pour le stockage de l'AMF en phase de préparation, la température A_s du fil doit être supérieure à la température maximale de l'environnement qui peut être rencontrée. Ainsi, l'utilisation de fils AMF pour le renforcement de structures en béton nécessite le respect strict de procédures adaptées aux variations de température de l'environnement.
- Nos études expérimentales ont montré que l'activation de l'effet mémoire de forme dans les fils AMF au moyen d'un courant électrique est plus efficace pour l'application pratique. Le choix du diamètre du fil Ni - Ti devra dépendre du niveau visé pour l'état de précontrainte. Dans le cas d'une prédéformation initiale du fil de 6%, on obtient une augmentation de la contrainte maximale dans le béton, qui est ici notre solution la plus efficace pour le renforcement des éléments en béton. Il convient de noter que, dans les fils AMF avec prédéformation de 6%, il faut un temps de passage du courant électrique beaucoup plus long que pour une prédéformation de l'ordre de 3 à 4% : ceci induit l'apparition de contraintes de traction dans le béton dues au gradient thermique résultant du contact entre le fil AMF et le béton.
- Dans le cas du renforcement d'éléments en béton par enroulement (le fil AMF est au

contact de la surface du béton), le phénomène de résistance est en faveur de l'utilisation d'un fil Ni - Ti de petit diamètre, tout en enroulant le fil avec une distance entre les spires suffisamment grande pour limiter le chauffage du béton.

- Pour la précontrainte de structures en béton circulaires et symétriques (cylindres creux par exemple), la courbure du fil AMF crée une déformation complémentaire. Ces déformations s'ajoutent aux déformations résultant du processus de prédéformation du fil. Les valeurs de déformation maximale et minimale dans le fil dépendent de la position de l'axe neutre dans le fil courbé. Sur la base des résultats de calcul obtenus à partir des essais sur les cylindres creux, une procédure a été mise en place. Elle permet de calculer les contraintes résiduelle σ_{res} dans le fil AMF. De plus, nous avons donné des relations sous la forme de diagrammes, qui peuvent être utilisées pour prédire les forces maximales et résiduelles dans nos fils Ni - Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm pour précontraindre des cylindres creux en béton de diamètres extérieurs 300, 250 et 200 mm.
- En cas de nécessité de renforcer des cylindres creux chargés verticalement grâce à des fils AMF précontraints périphériques (tels que des Ni - Ti), il faut mettre des spires sur toute la hauteur du cylindre. Des essais destructifs effectuées sur les cylindres creux, un an après la mise en place de la précontrainte à l'aide de fil Ni – Ti, ont montré que les contraintes résiduelles introduites dans le fil n'ont pas évoluées, confirmant la pleine efficacité du renforcement de l'élément en béton.

10. Annexes

10.1. Composition chimique des alliages à mémoire de forme - donnée fournisseur

	MATERIAL AND COMPLIANCE CERTIFICATE				
	Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA		N° CM10-558- 1	
	N° LP :	N.C.			

Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA				
Adress:	UL. WARSZAWSKA 24				
	WYDZIAŁ INŻYNIERII ŁADOWEJ				
Zip code:	31-155				
City:	KRAKOW				
Country:	Pologne				

N° LM :	LM0333	conten:	NiTi wire Ø3 mm		
Alloy	NTSM	Transformation temperature (annealed)	As	-6°C	
designation:					

Chemical Analysis	
Element	% wt ou ppm
Ni	55,84
Co	0,0500
Cu	0,0100
Fe	0,0500
C	0,040
H	0,0010
O	0,040
Ti	Balanced
Nb	0,025
Cr	0,01

Mechanical characteristics	
Physical Quantities	Value
Yield stress	N.C.
Mechanical resistance	N.C.
Permanent deformation at 8%	N.C.
Elongation A%	N.C.

Observations :

Certificate approved and certified by Nimesis Technology taking into account our knowledges and data related to the delivered product Nom : MUSSELECK
--

FOR-PRO03-Certificat matière	créé le : 22/09/2010	mis à jour le : 24/11/2010
------------------------------	----------------------	----------------------------

Fig. 10.1. Composition chimique de l'alliage Ni – Ti pour le fil de diamètre 3 mm.

		MATERIAL AND COMPLIANCE CERTIFICATE		
		Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA	N° CM10-558- 2
N° LP :	N.C.			

Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA
Adress:	UL. WARSZAWSKA 24
	WYDZIAŁ INŻYNIERII ŁADOWEJ
Zip code:	31-155
City:	KRAKOW
Country:	Pologne

N° LM :	LM0332	conten:	NiTi wire Ø2 mm	
Alloy	NTSM	Transformation temperature (annealed)	As	9°C
designation:				

Chemical Analysis	
Element	% wt ou ppm
Ni	55,84
Co	0,0500
Cu	0,0100
Fe	0,0500
C	0,040
H	0,0010
O	0,040
Ti	Balanced
Nb	0,025
Cr	0,01

Mechanical characteristics	
Physical Quantities	Value
Yield stress	N.C.
Mechanical resistance	N.C.
Permanent deformation at 8%	N.C.
Elongation A%	N.C.

Observations :

Certificate approved and certified by Nimesis Technology taking into account our knowledges and data related to the delivered product Nom : MUSSELECK
--

FOR-PRO03-Certificat matière	créé le : 22/09/2010	mis à jour le : 24/11/2010
------------------------------	----------------------	----------------------------

Fig. 10. 2. Composition chimique de l'alliage Ni – Ti pour le fil de diamètre 2 mm.

nimesis		MATERIAL AND COMPLIANCE CERTIFICATE			
Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA		N° CM10-558- 3		
N° LP :	N.C.				

Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA				
Adress:	UL. WARSZAWSKA 24				
	WYDZIAŁ INŻYNIERII ŁADOWEJ				
Zip code:	31-155				
City:	KRAKOW				
Country:	Pologne				

N° LM :	LM0306	conten:	CuAlBe wire Ø2 mm		
Alloy	CABSM	Transformation temperature (annealed)	As	10°C	
designation:					

Chemical Analysis	
Element	% wt ou ppm
Ni	N.C.
Co	N.C.
Cu	N.C.
Fe	N.C.
C	N.C.
H	N.C.
O	N.C.
Ti	N.C.
Nb	N.C.
Cr	N.C.

Mechanical characteristics	
Physical Quantities	Value
Yield stress	N.C.
Mechanical resistance	N.C.
Permanent deformation at 8%	N.C.
Elongation A%	N.C.

Observations :

Certificate approved and certified by Nimesis Technology taking into account our knowledges and data related to the delivered product Nom : MUSSELECK
--

FOR-PRO03-Certificat matière	créé le : 22/09/2010	mis à jour le : 24/11/2010
------------------------------	----------------------	----------------------------

Fig. 10. 3. Composition chimique de l'alliage Cu – Al – Be pour le fil de diamètre 2 mm.

	MATERIAL AND COMPLIANCE CERTIFICATE			
	Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA	N° CM10-558- 4	
	N° LP :	N.C.		

Customer:	POLITECHNIKA KRAKOWSKA
Adress:	UL. WARSZAWSKA 24
	WYDZIAŁ INŻYNIERII ŁADOWEJ
Zip code:	31-155
City:	KRAKOW
Country:	Pologne

N° LM :	LM0031	conten:	NiTi wire Ø1 mm		
Alloy	NTSM	Transformation temperature (annealed)	As	5°C	
designation:					

Chemical Analysis	
Element	% wt ou ppm
Ni	55,44
Co	0,0050
Cu	0,0050
Fe	0,0012
C	0,005
H	0,0010
O	0,040
Ti	Balanced
Nb	0,005
Cr	0,005

Mechanical characteristics	
Physical Quantities	Value
Yield stress	N.C.
Mechanical resistance	N.C.
Permanent deformation at 8%	N.C.
Elongation A%	N.C.

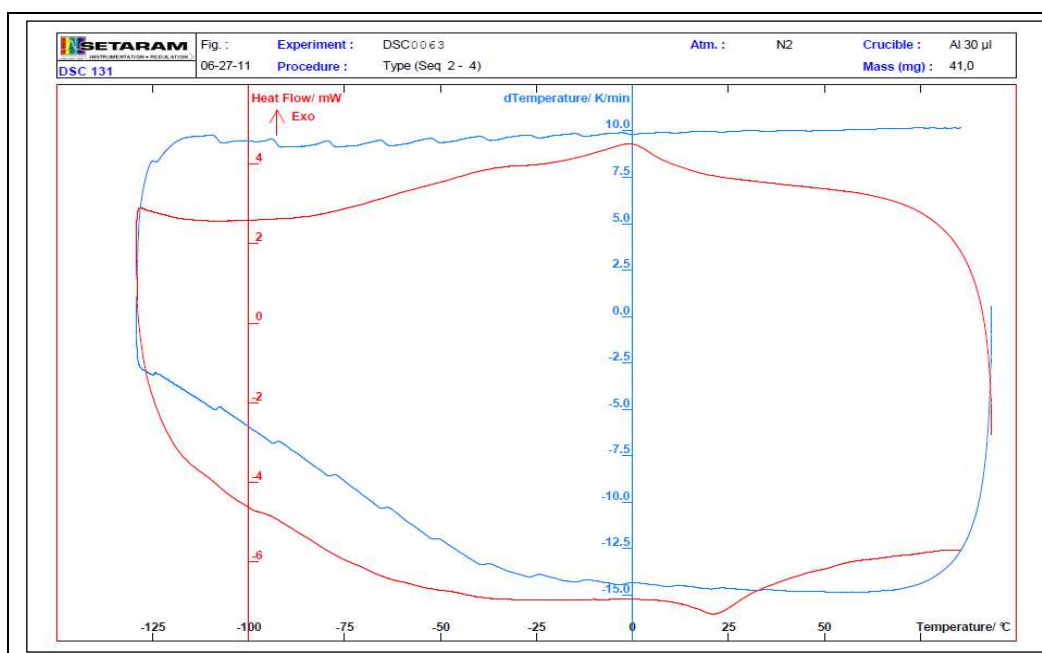
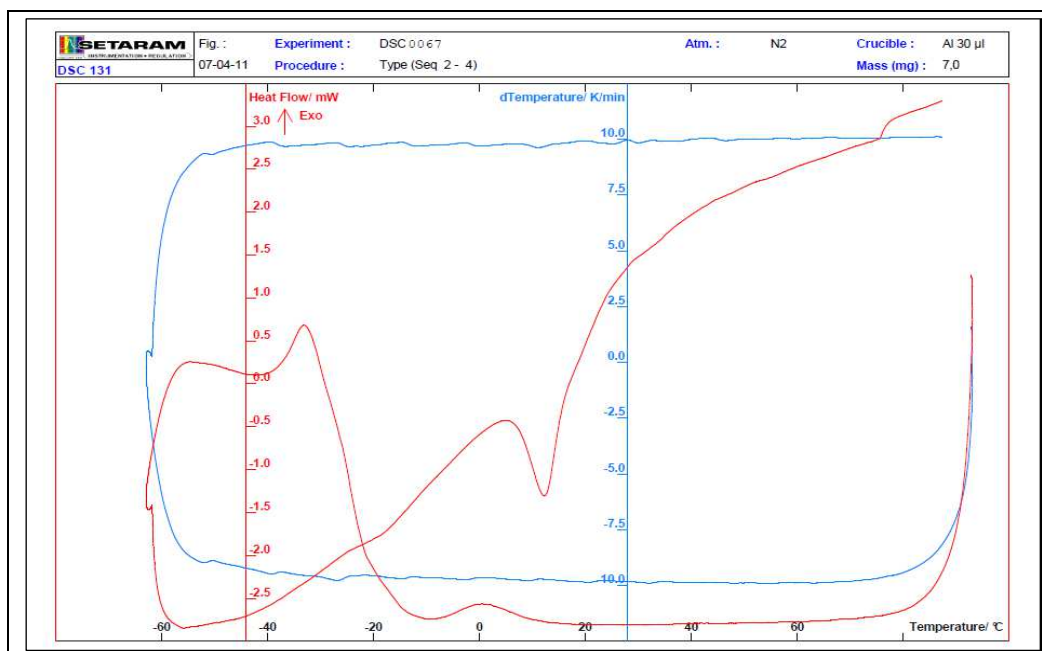
Observations :

Certificate approved and certified by Nimesis Technology taking into account our knowledges and data related to the delivered product Nom : MUSSELECK
--

FOR-PRO03-Certificat matière	créé le : 22/09/2010	mis à jour le : 24/11/2010
------------------------------	----------------------	----------------------------

Fig. 10. 4. Composition chimique de l'alliage Ni – Ti pour le fil de diamètre 1 mm.

10.2. Résultats de DSC donnée par le fournisseur



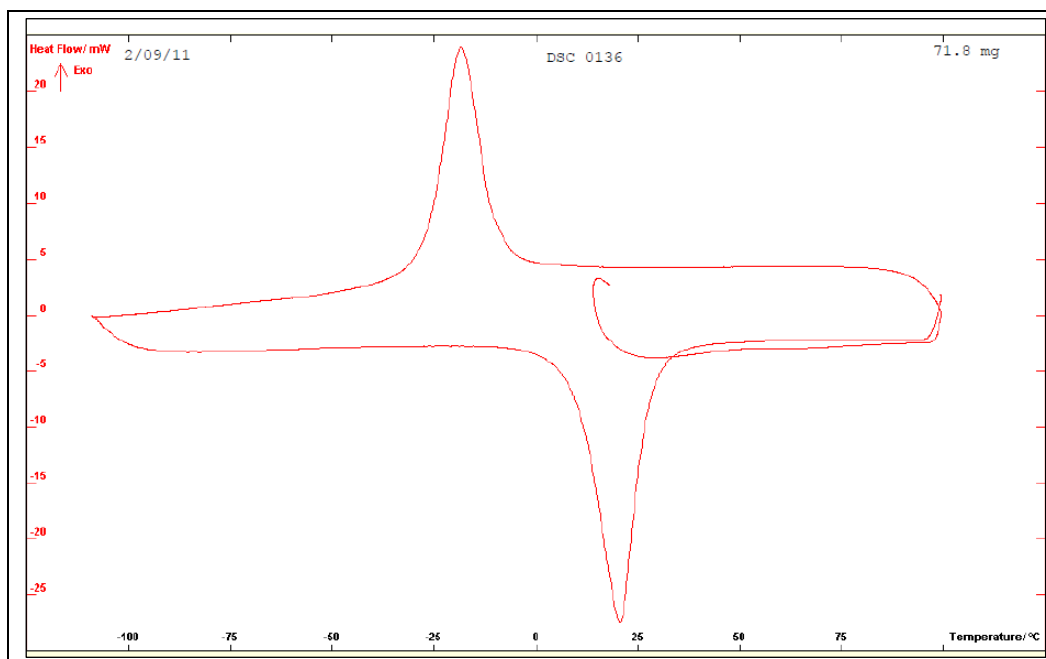


Fig. 10.7. Diagramme de DSC pour le fil Ni – Ti de diamètre 2 mm.

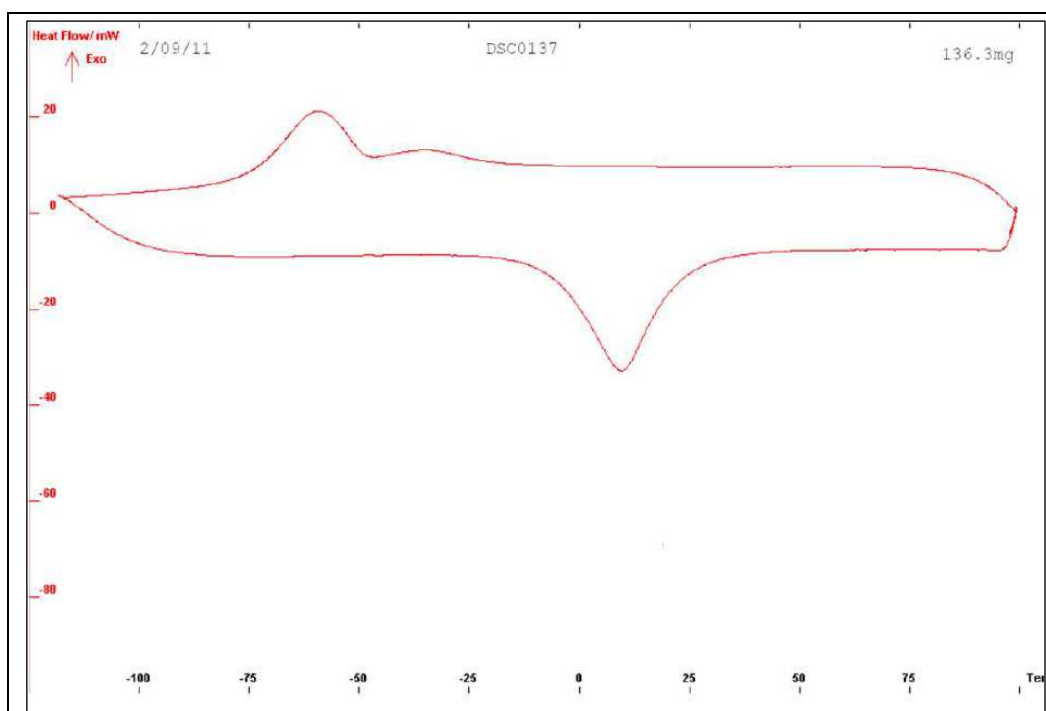


Fig. 10.8. Diagramme de DSC pour le fil Ni – Ti de diamètre 3 mm.

10.3. Résultats des mesures dilatométriques de DSC réalisé pour les fils Ni – Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm et le fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm

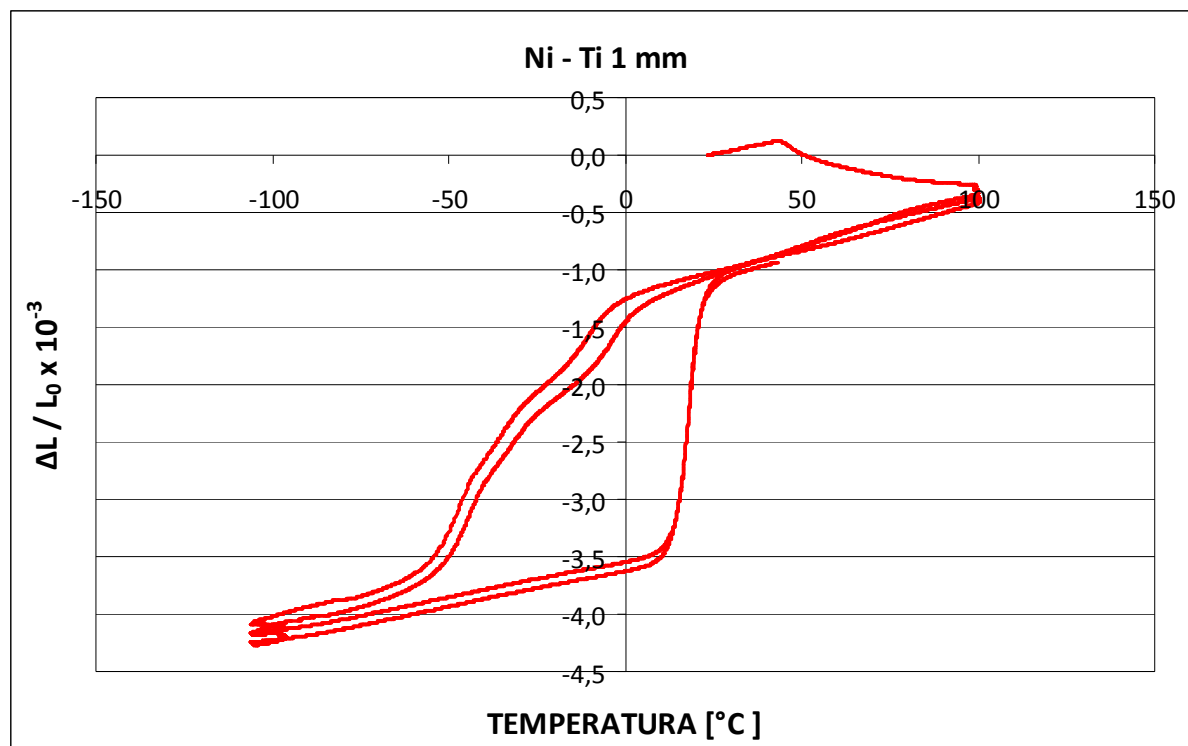


Fig. 10.9. Dilatogramme pour le fil Ni - Ti de diamètre 1 mm.

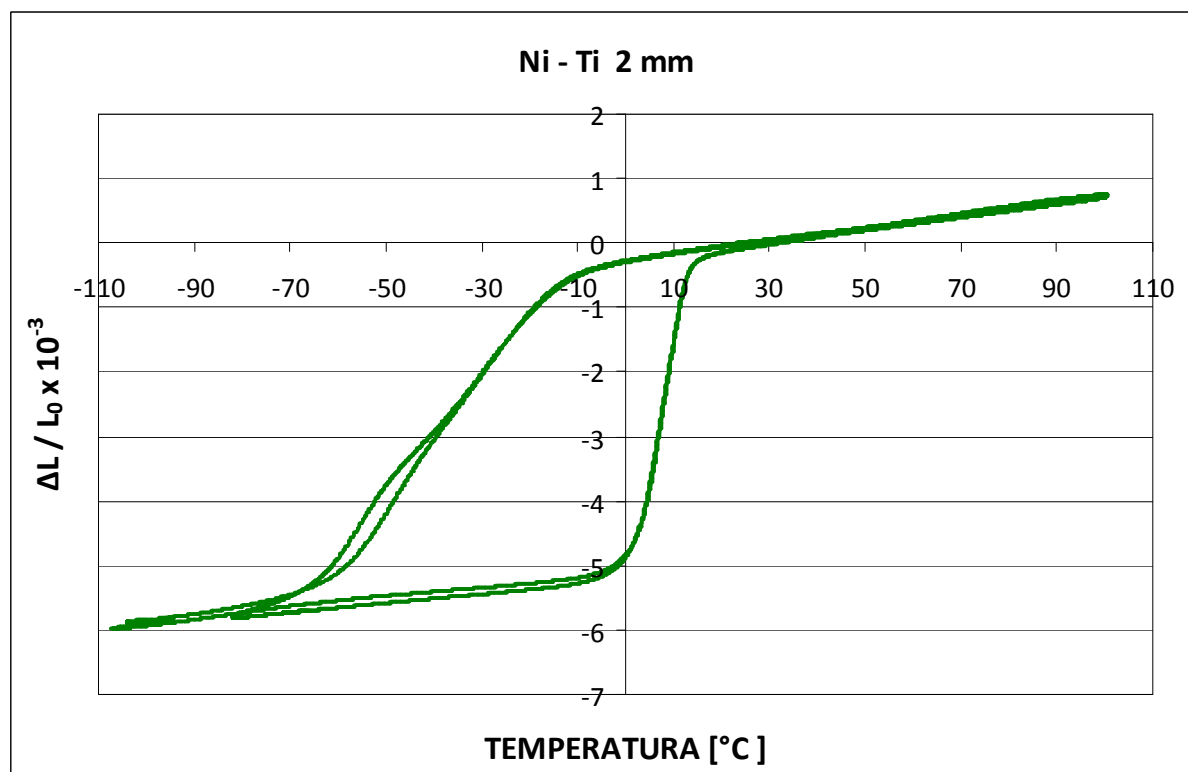


Fig. 10.10. Dilatogramme pour le fil Ni - Ti de diamètre 2 mm.

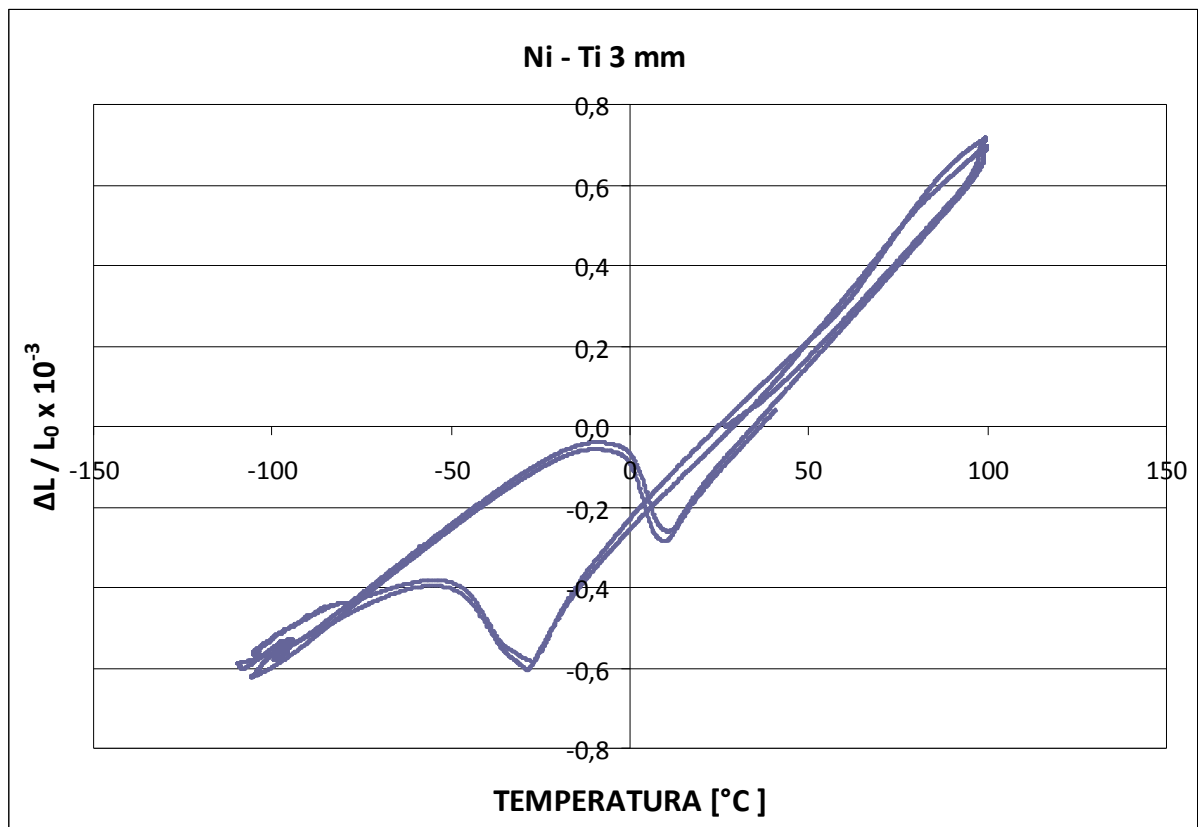


Fig. 10.11. Dilatogramme pour le fil Ni - Ti de diamètre 3 mm.

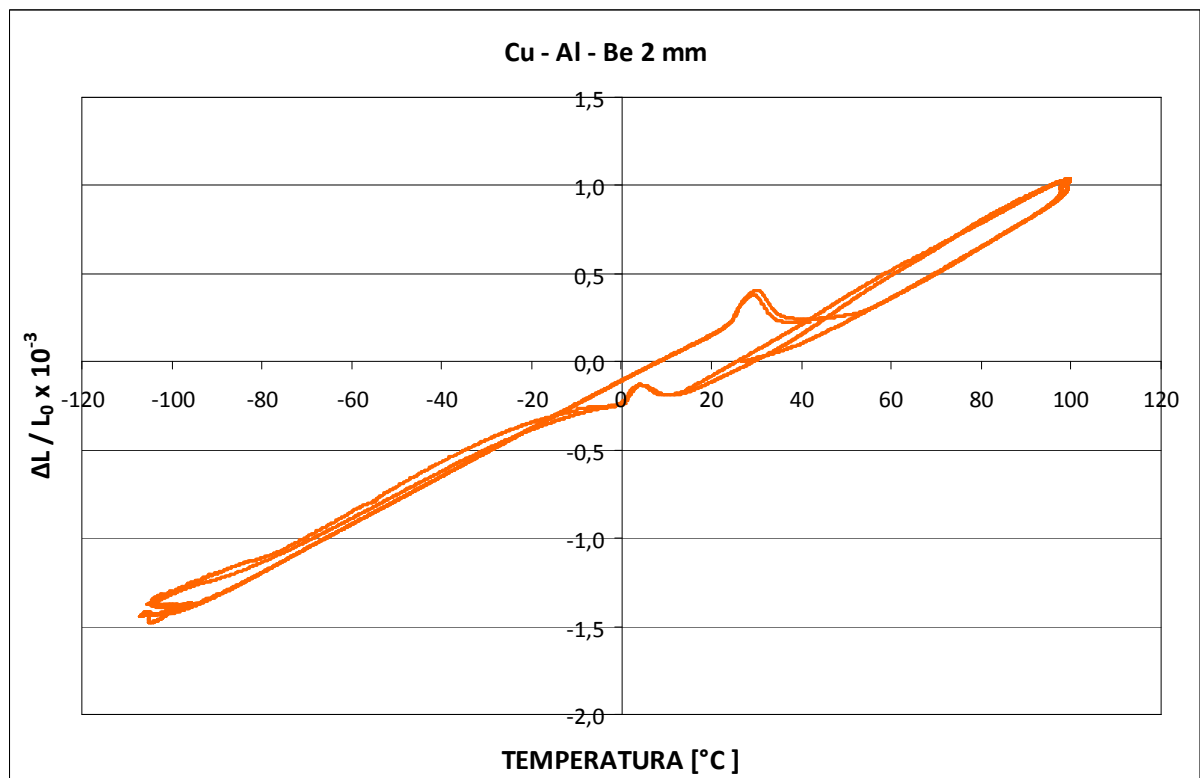


Fig. 10.12. Dilatogramme pour le fil Cu - Al - Be de diamètre 2 mm.

10.4. Dimensions des cylindres creux et de leurs sections

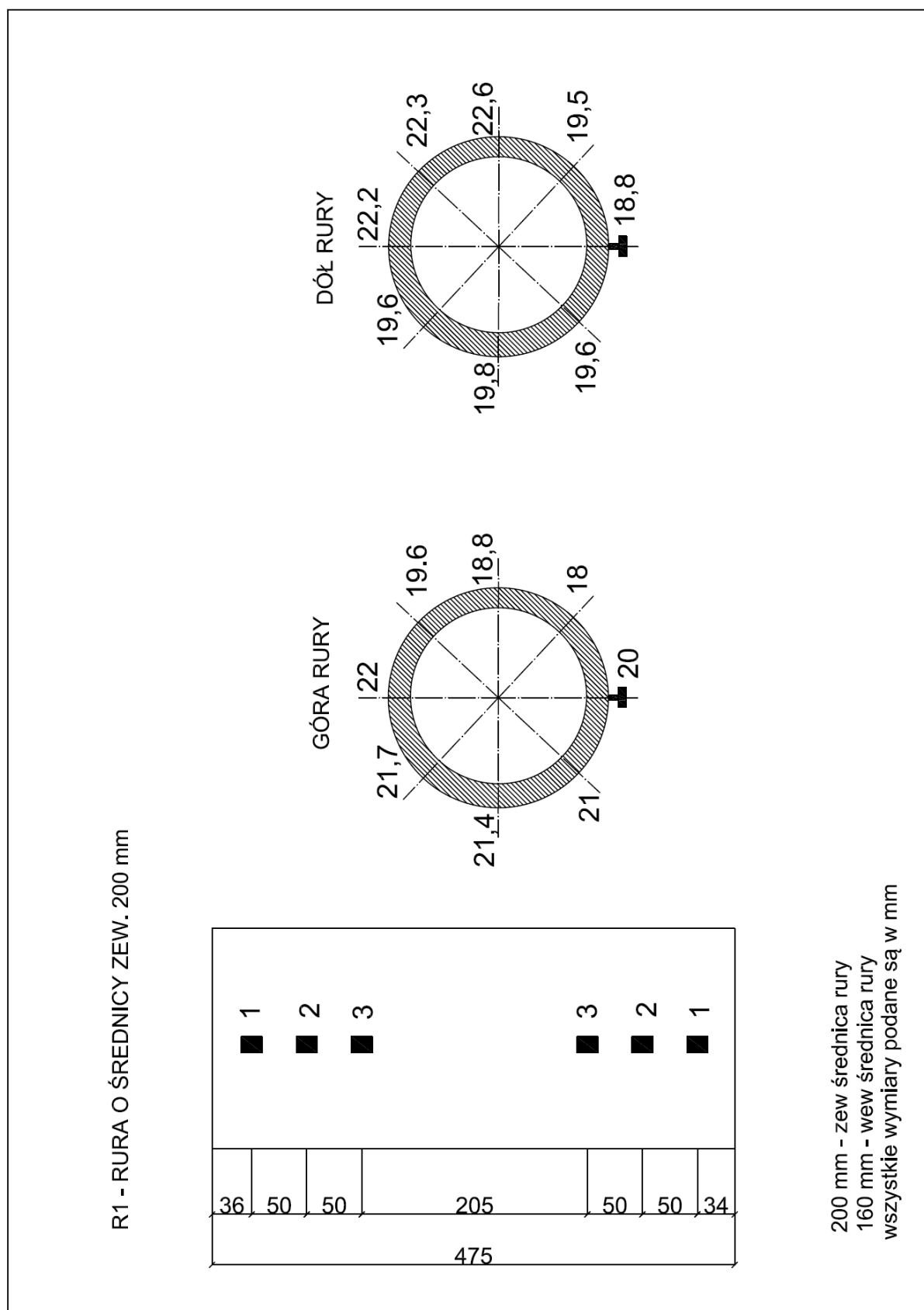


Fig. 10.13. Cylindre creux R1 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

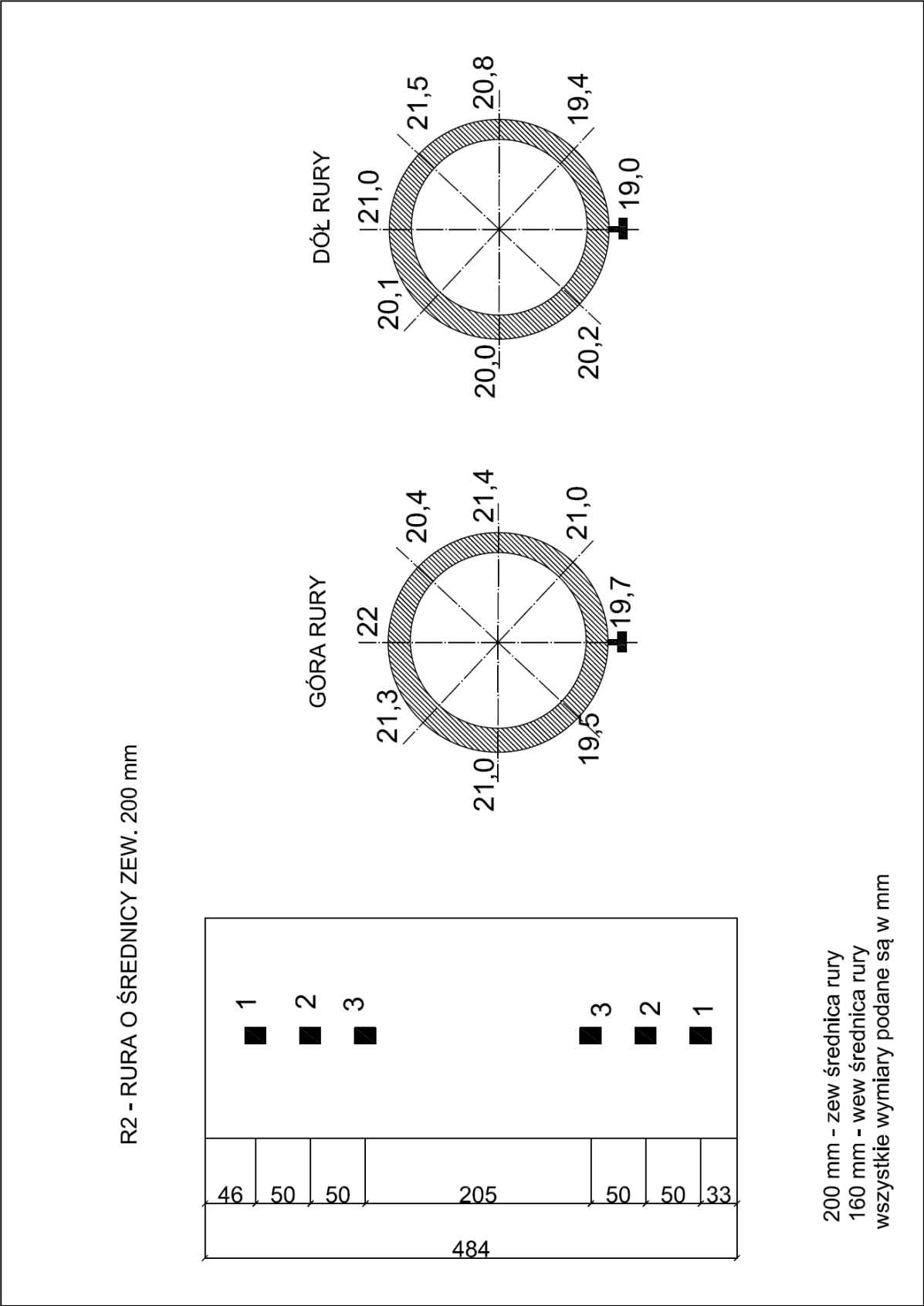


Fig. 10.14. Cylindre creux R2 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

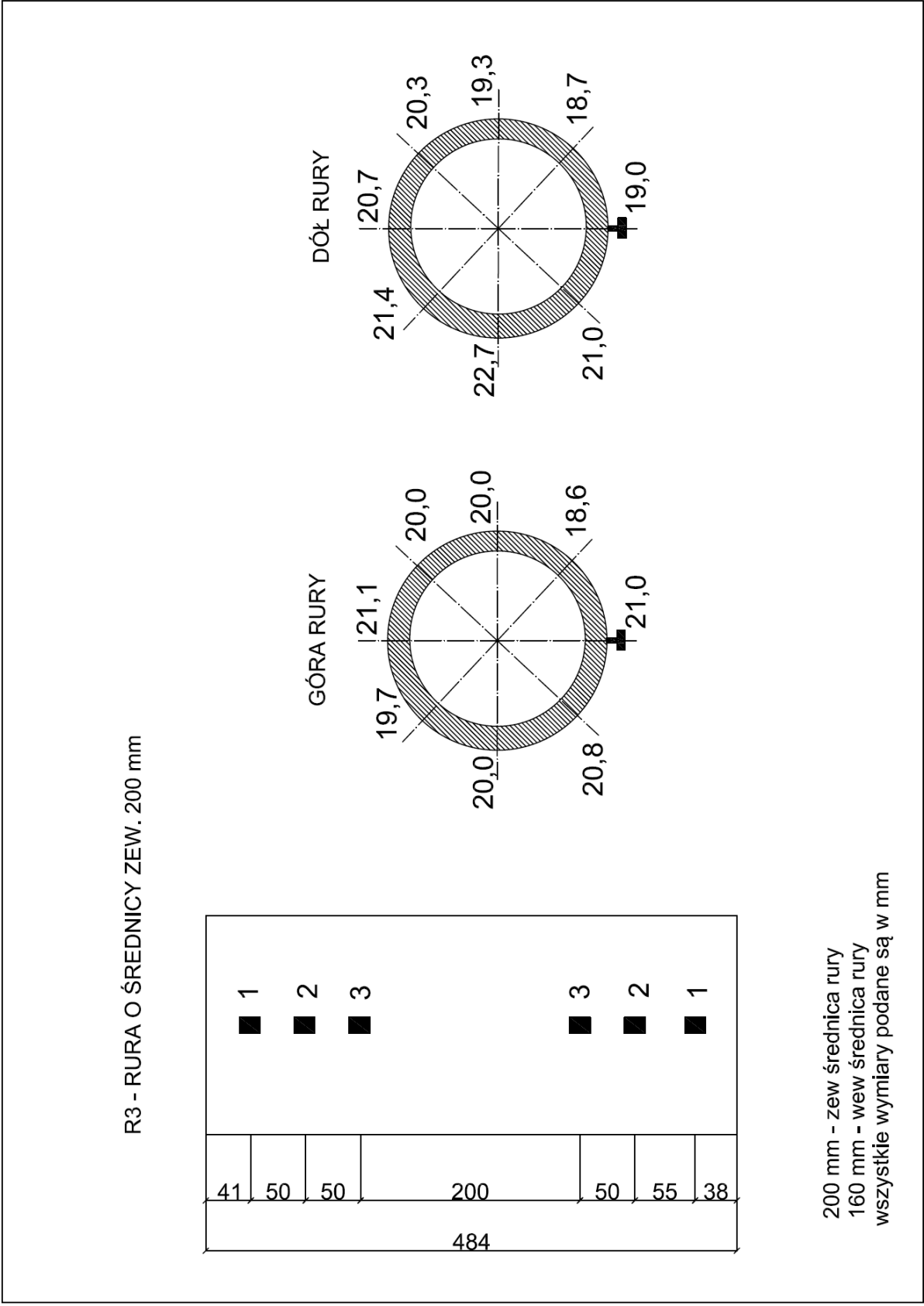


Fig. 10.15. Cylindre creux R3 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

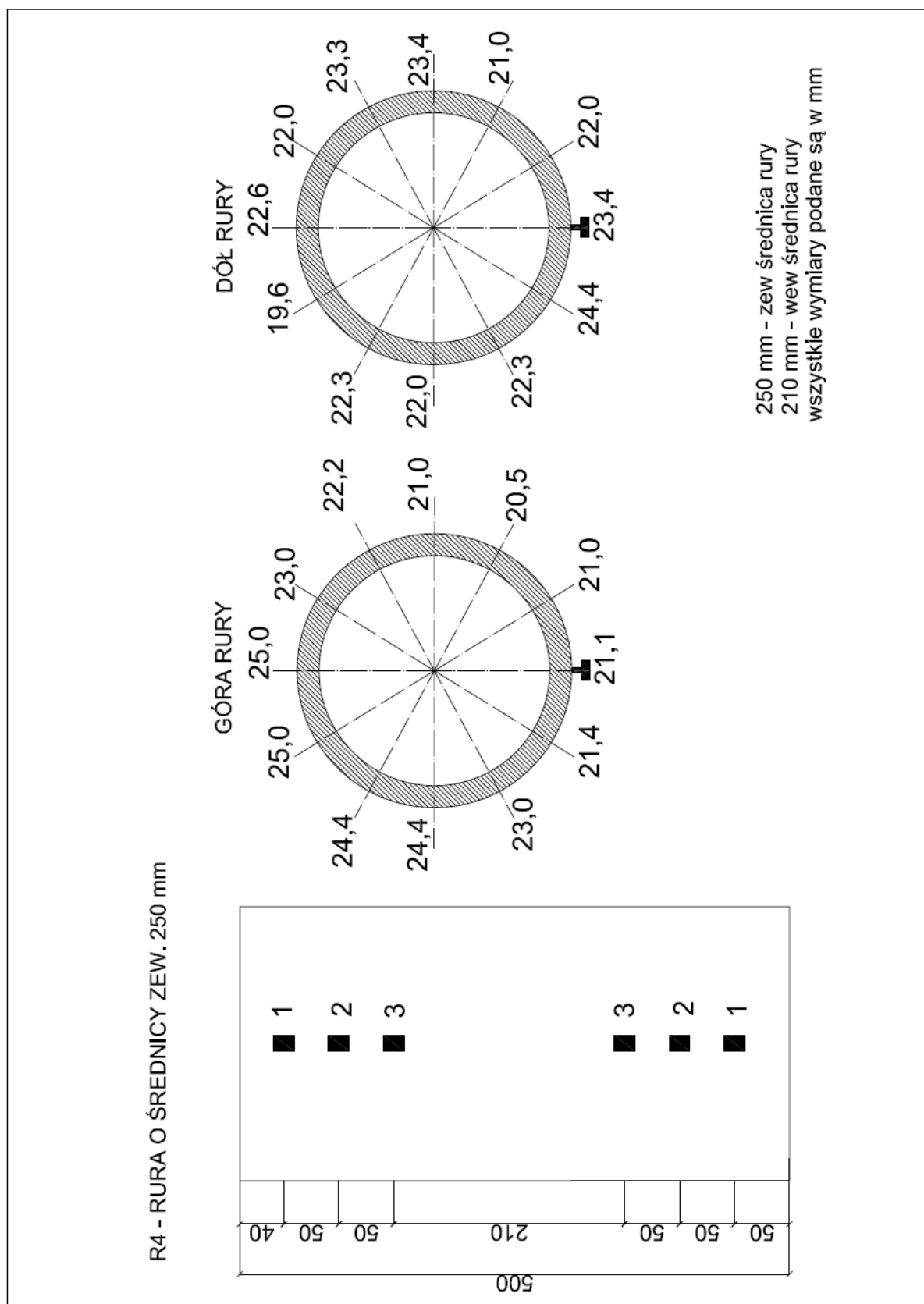


Fig. 10.16. Cylindre creux R4 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

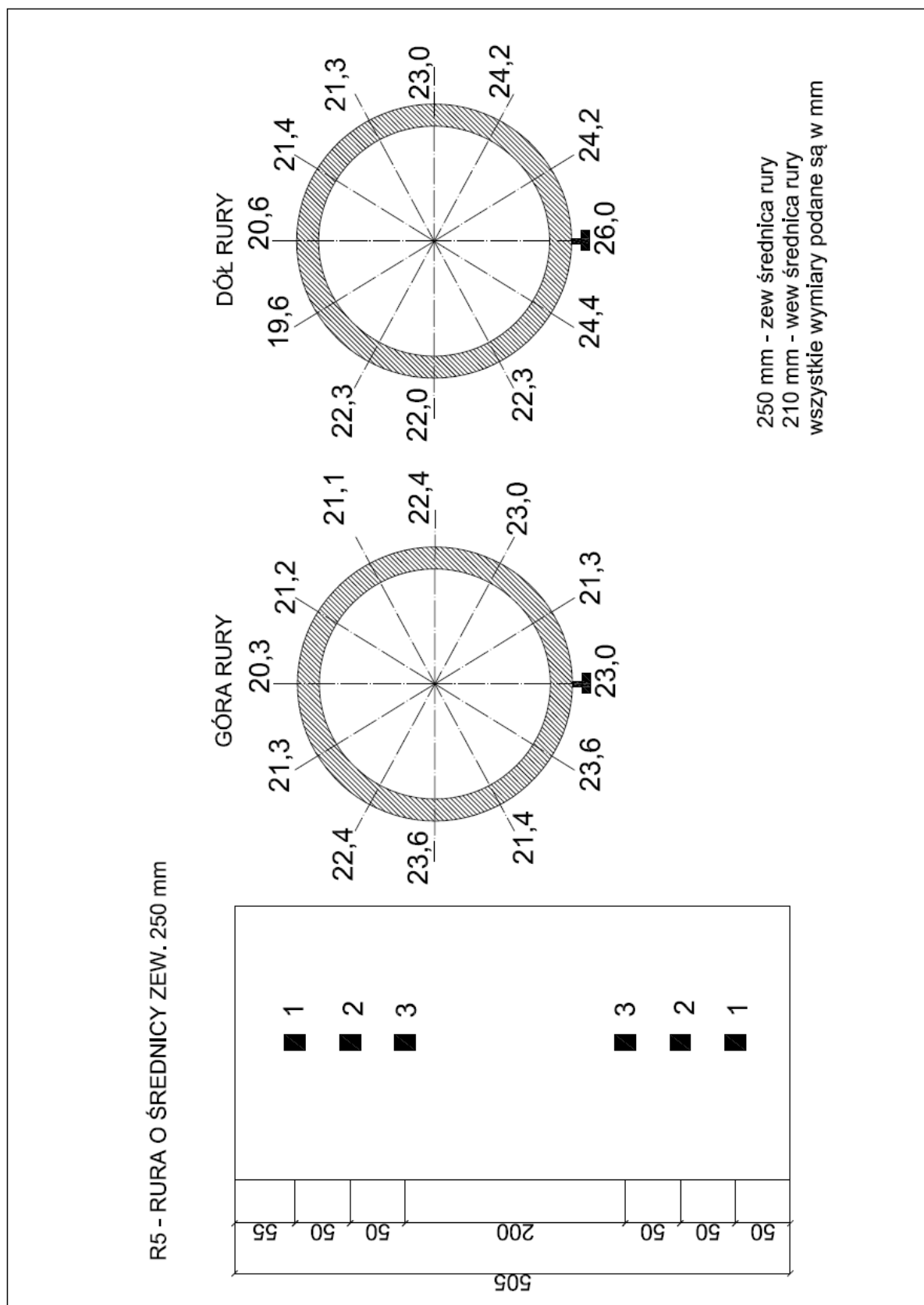


Fig. 10.17. Cylindre creux R5 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

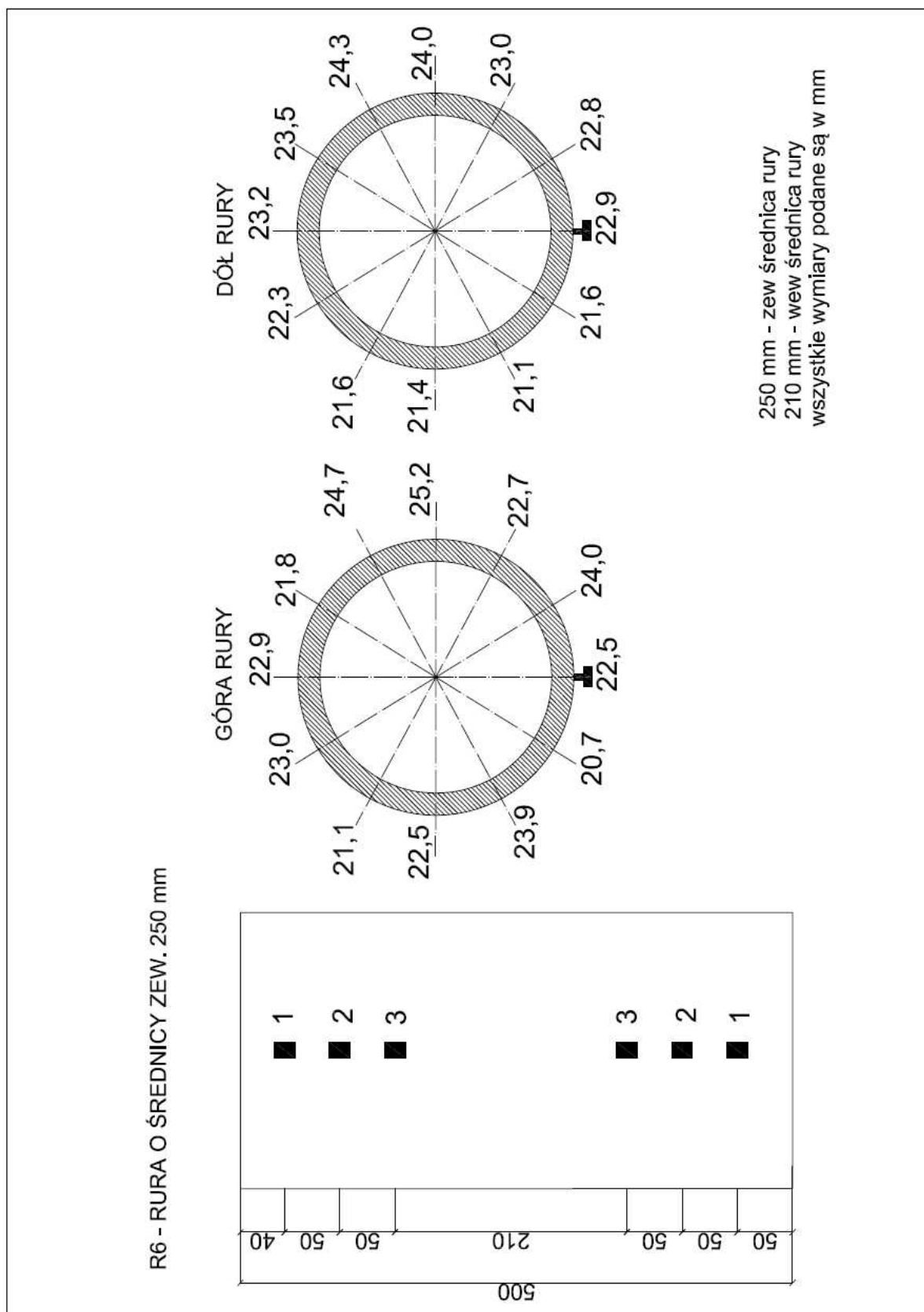


Fig. 10.18. Cylinder creux R6 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

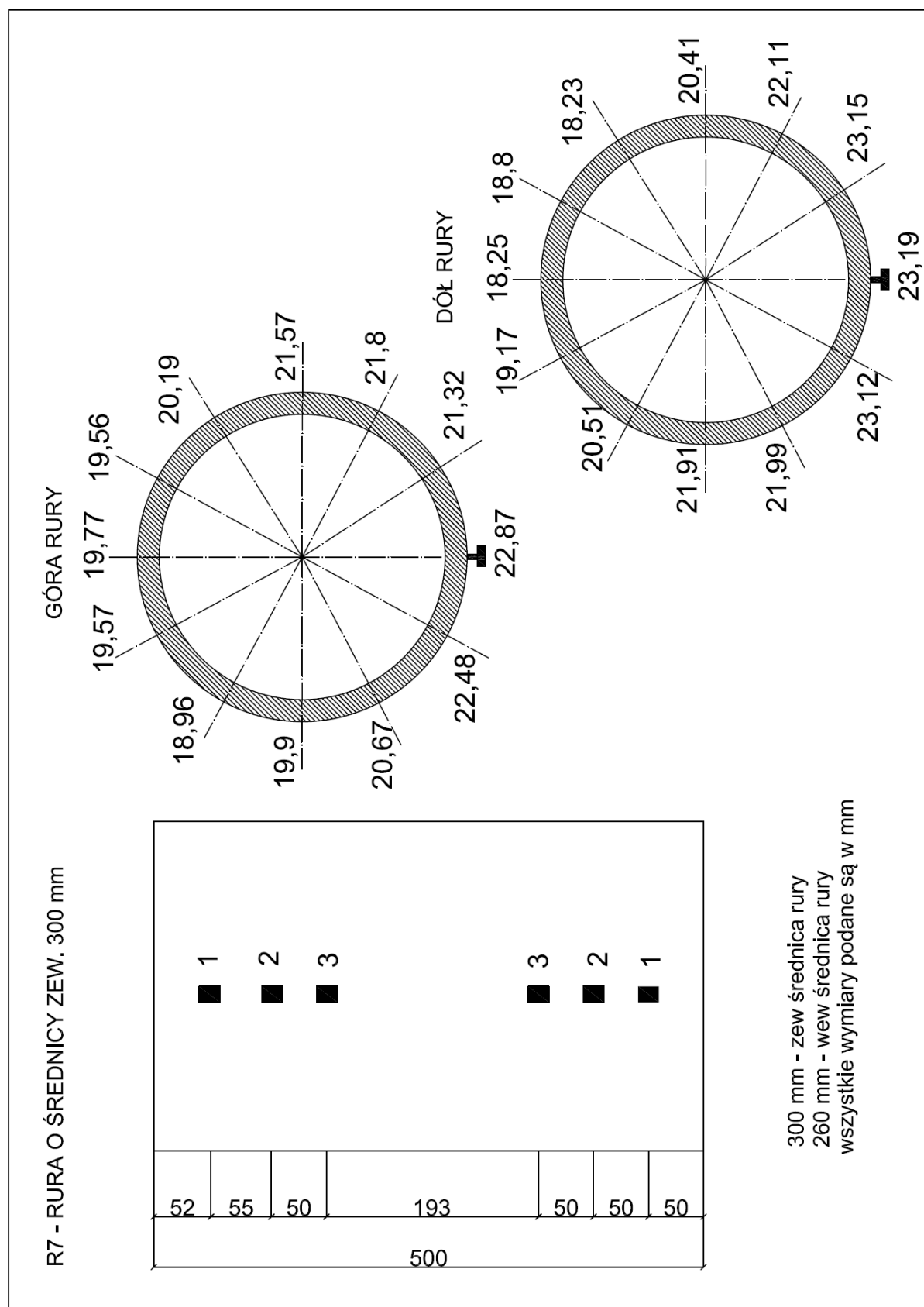


Fig. 10.19. Cylindre creux R7 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

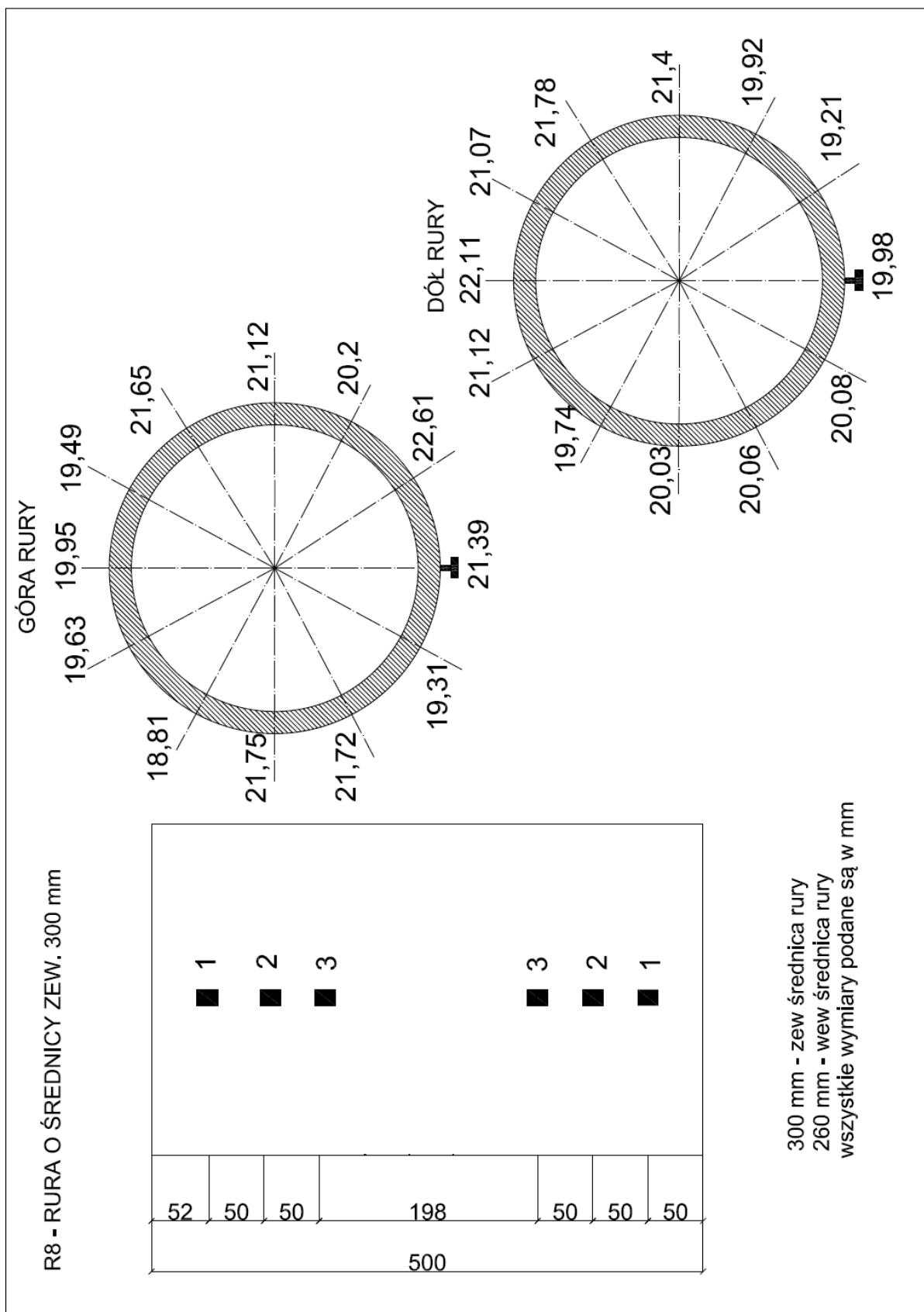


Fig. 10.20. Cylindre creux R8 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

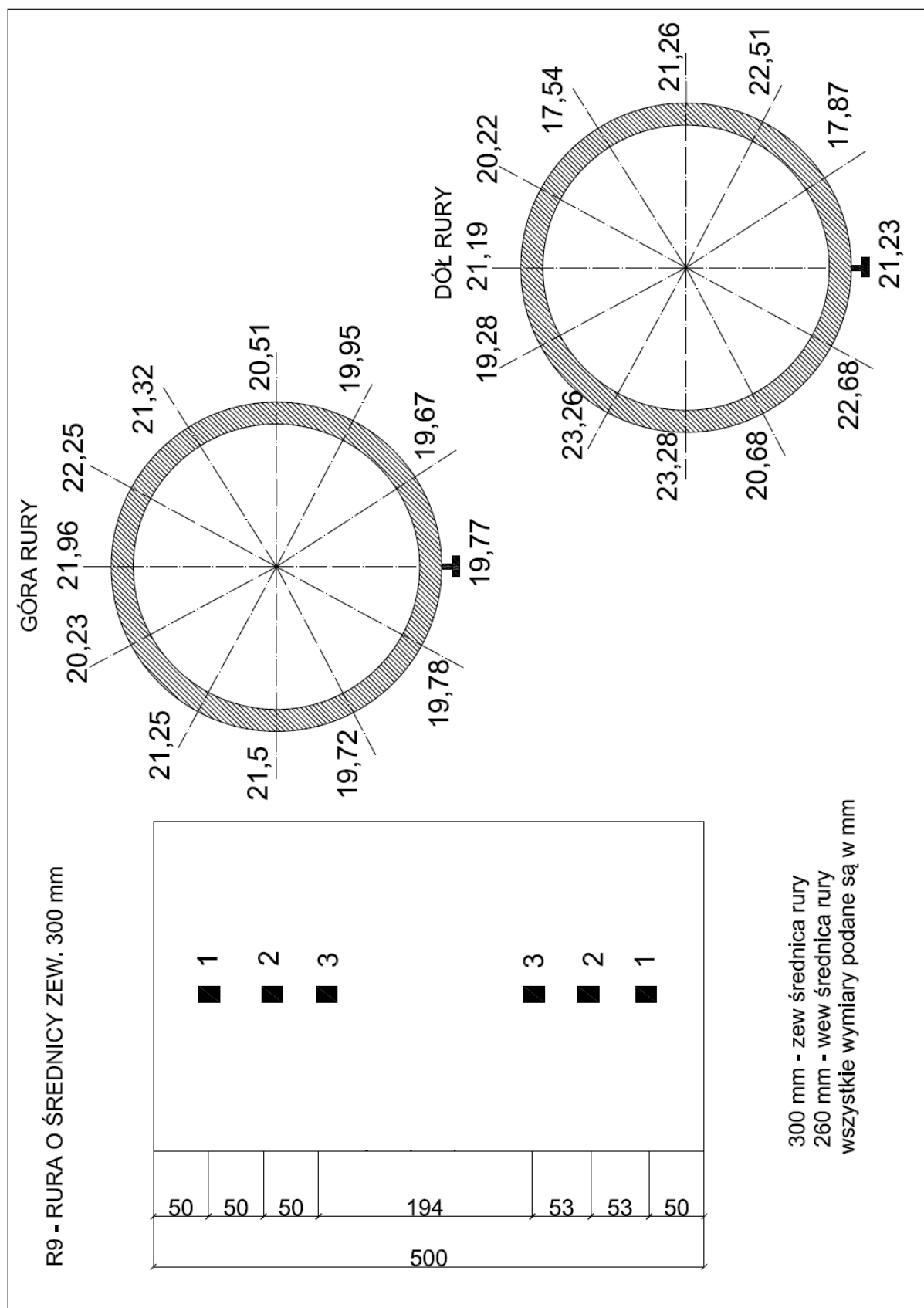


Fig. 10.21. Cylinder creux R9 – géométrie et points de mesures de l'épaisseur de la paroi en parties haute et basse.

10.5. Résultats des essais de mise en précontrainte des cylindres creux de diamètre 200, 250 et 300 mm à l'aide du fil Ni – Ti de diamètre 1, 2 et 3 mm ou Cu – Al – Be de diamètre 2 mm

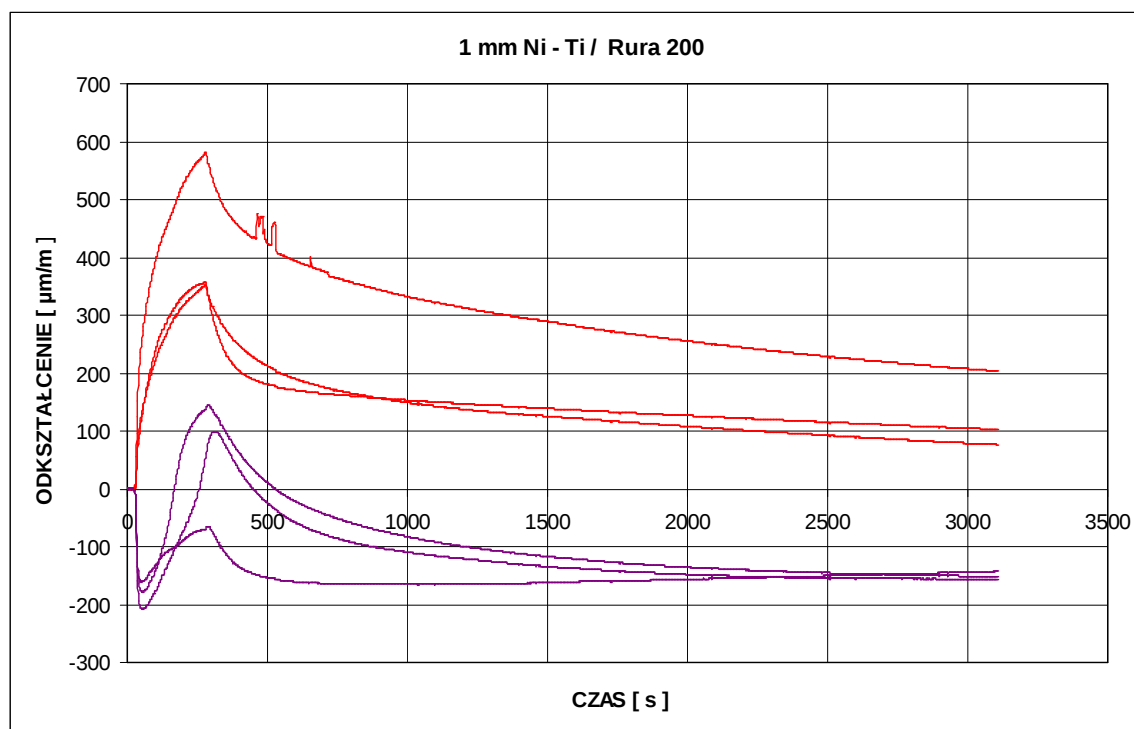


Fig. 10.22. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 200 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 1 mm

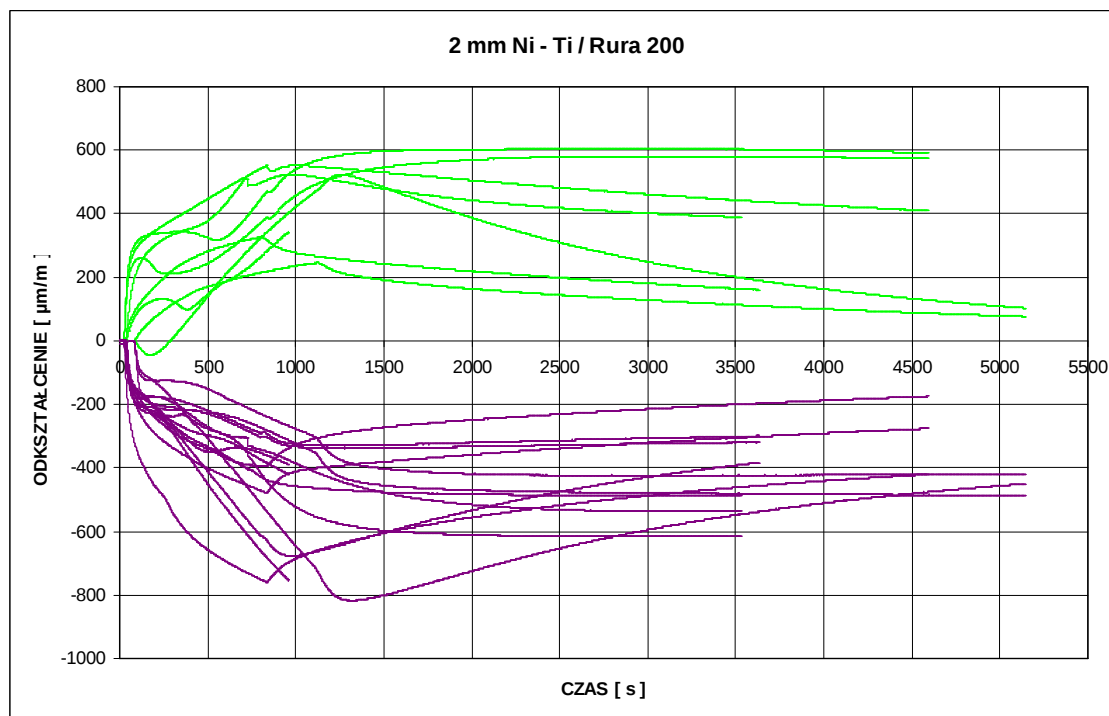


Fig. 10.23. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 200 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

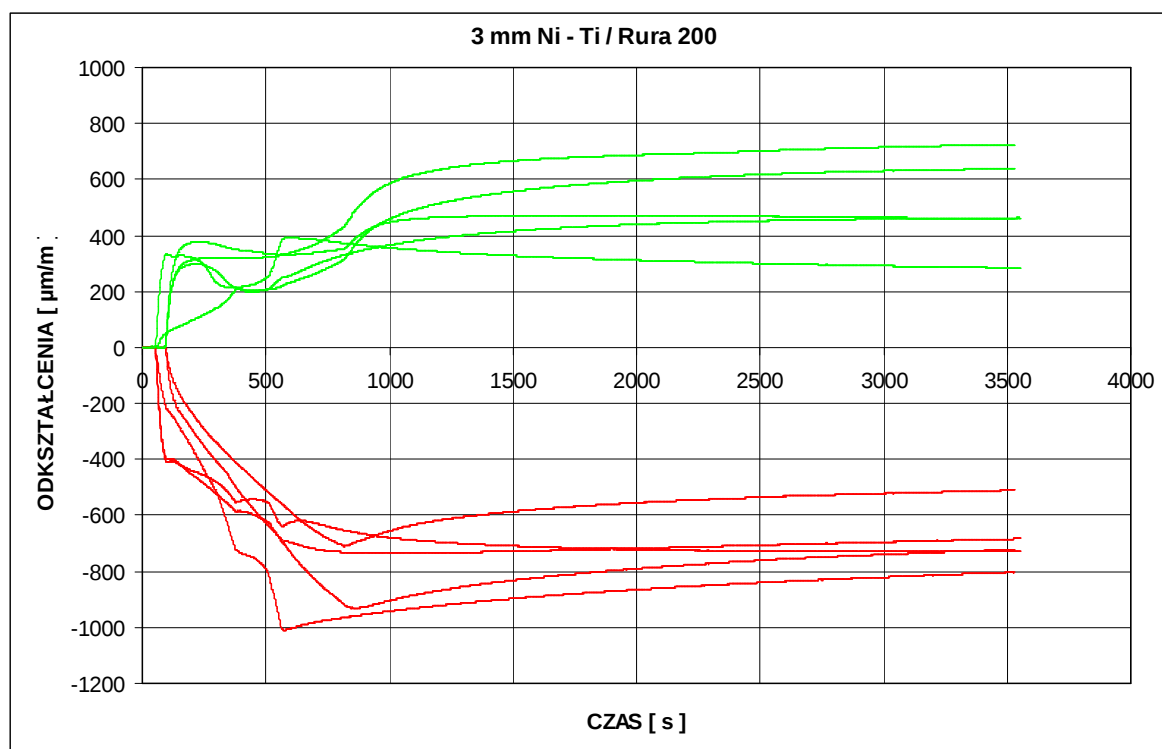


Fig. 10.24. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 200 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 3 mm.

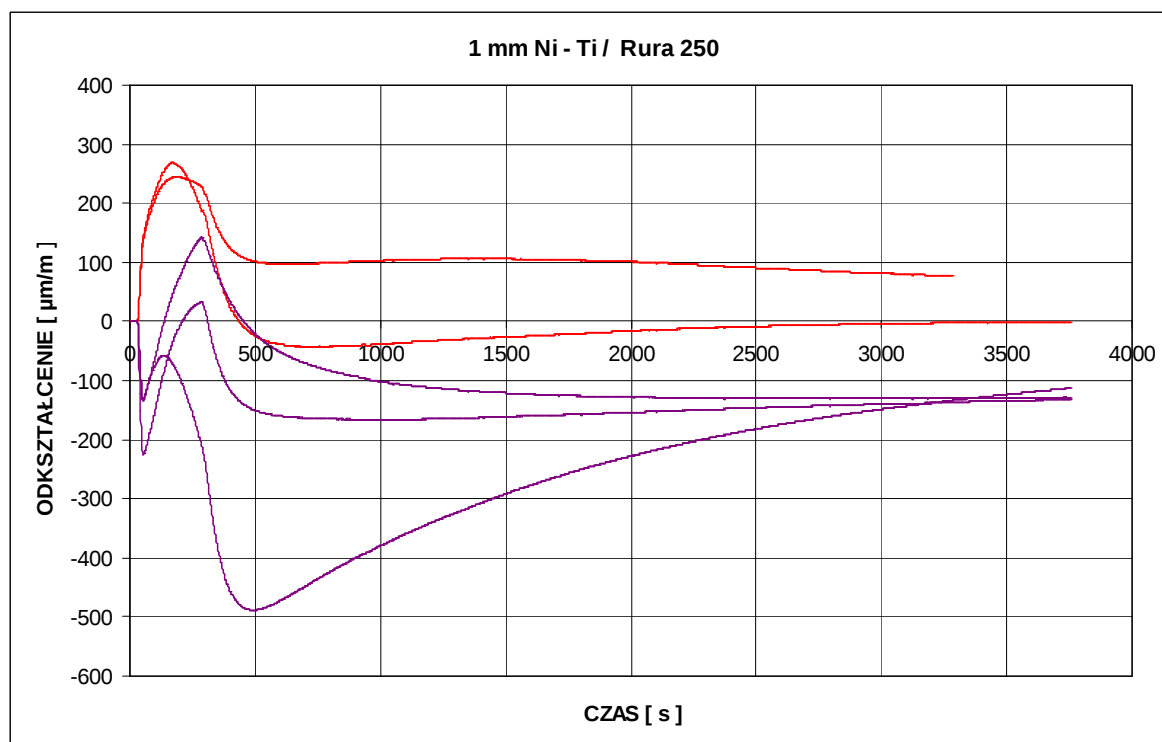


Fig. 10.25. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 250 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 1 mm.

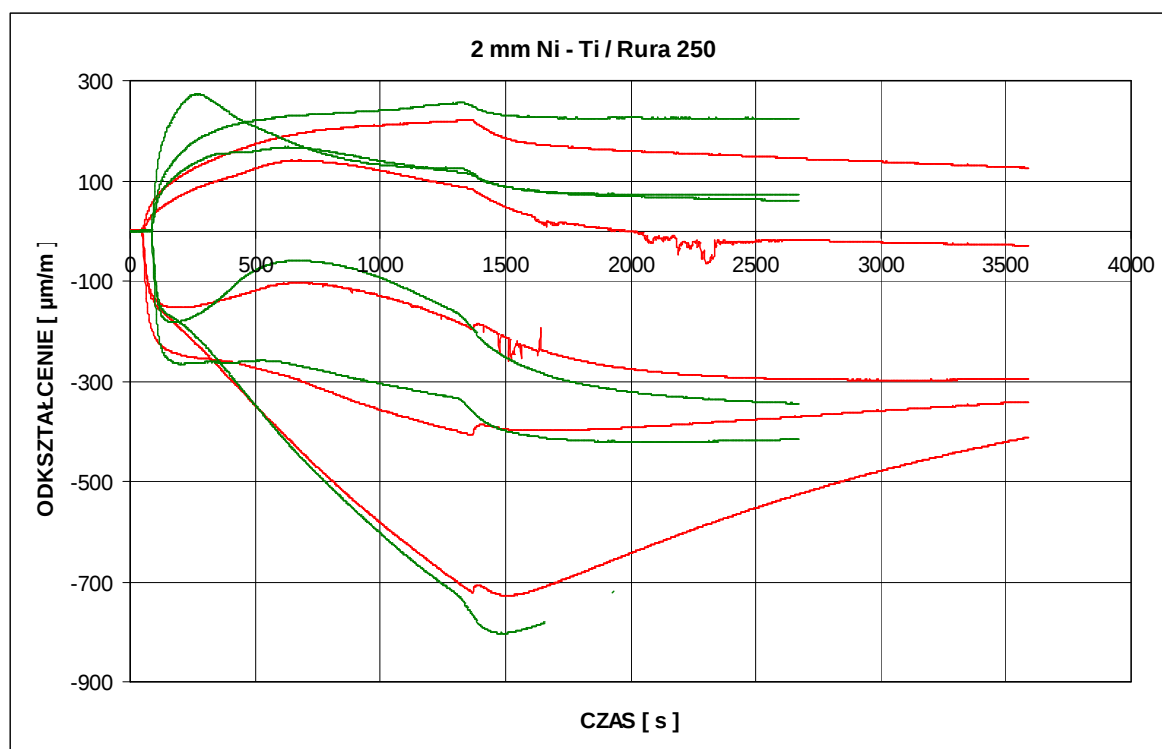


Fig. 10.26. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 250 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

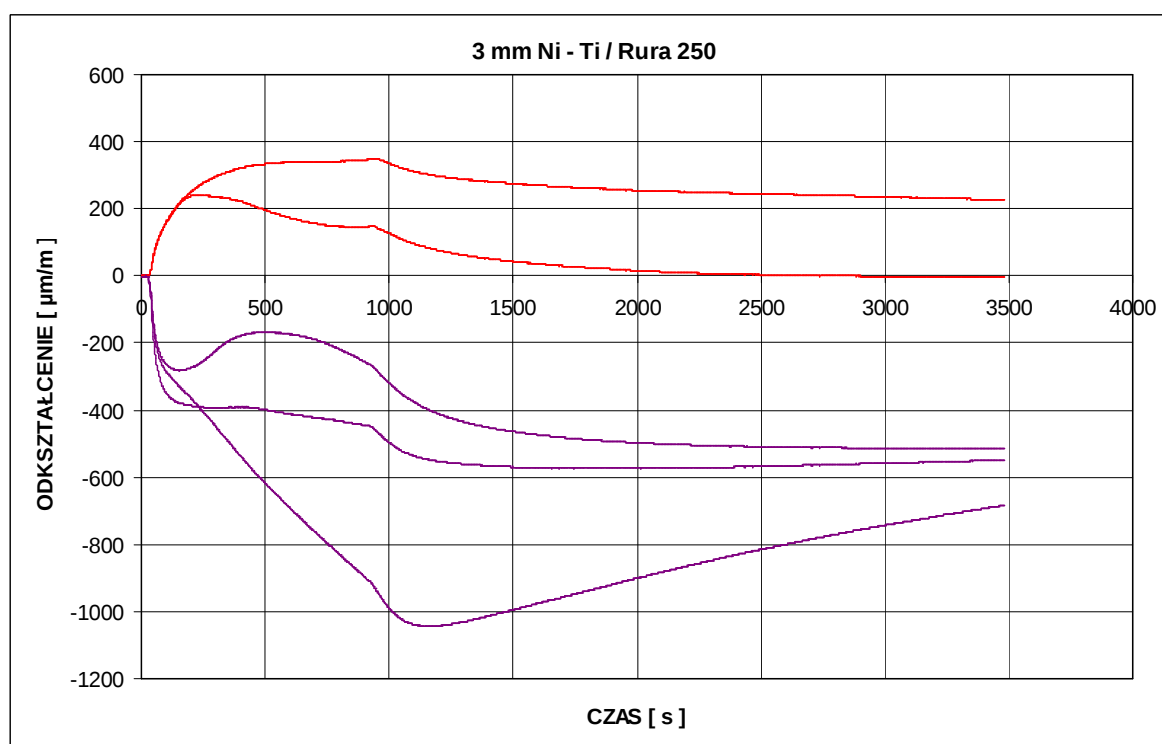


Fig. 10.27. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 250 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 3 mm.

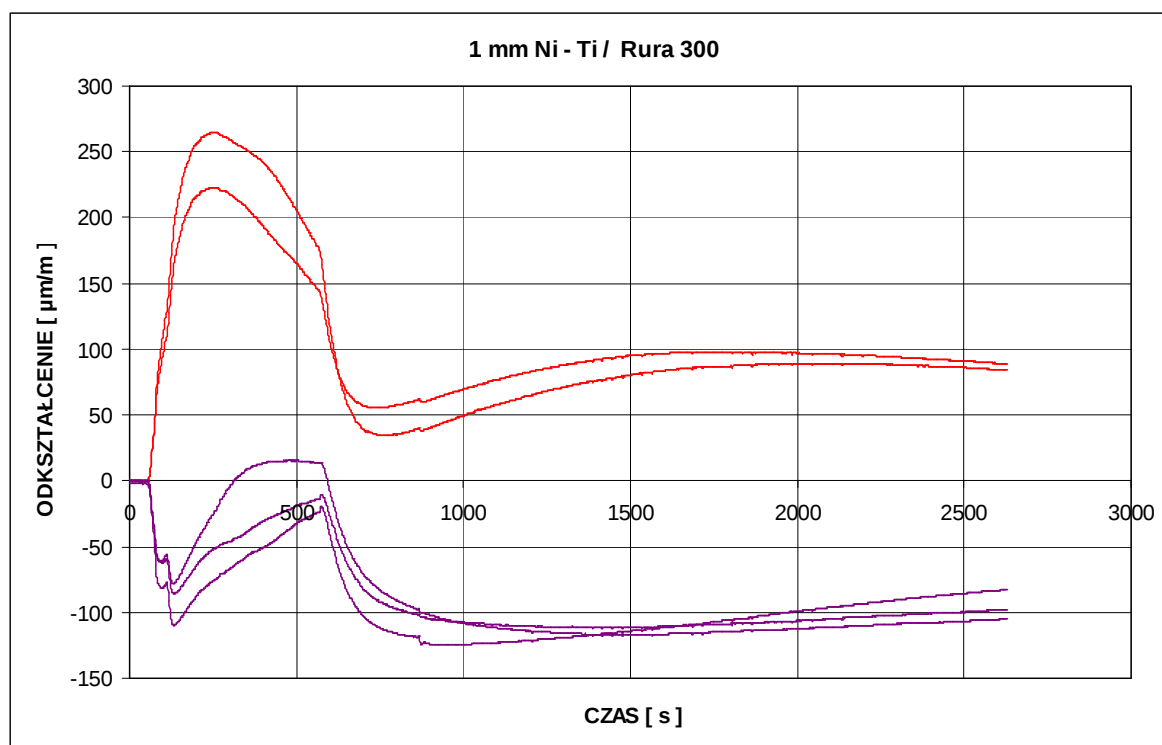


Fig. 10.28 Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 300 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 1 mm.

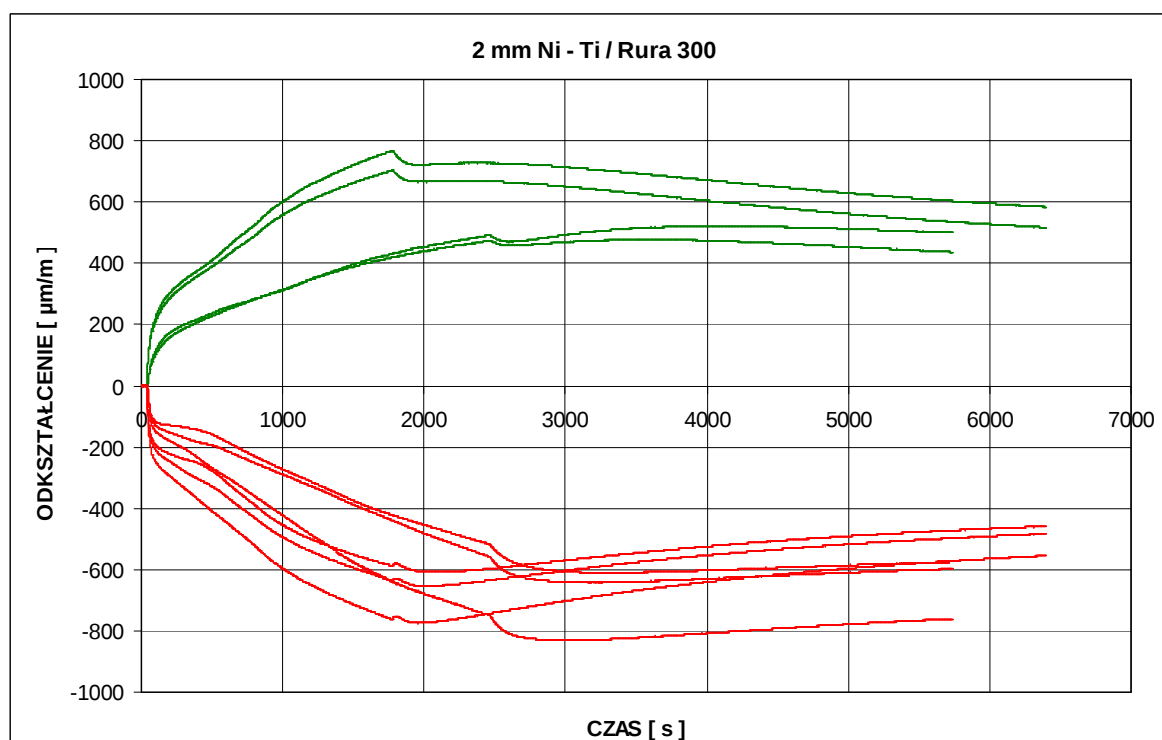


Fig. 10.29. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 300 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 2 mm.

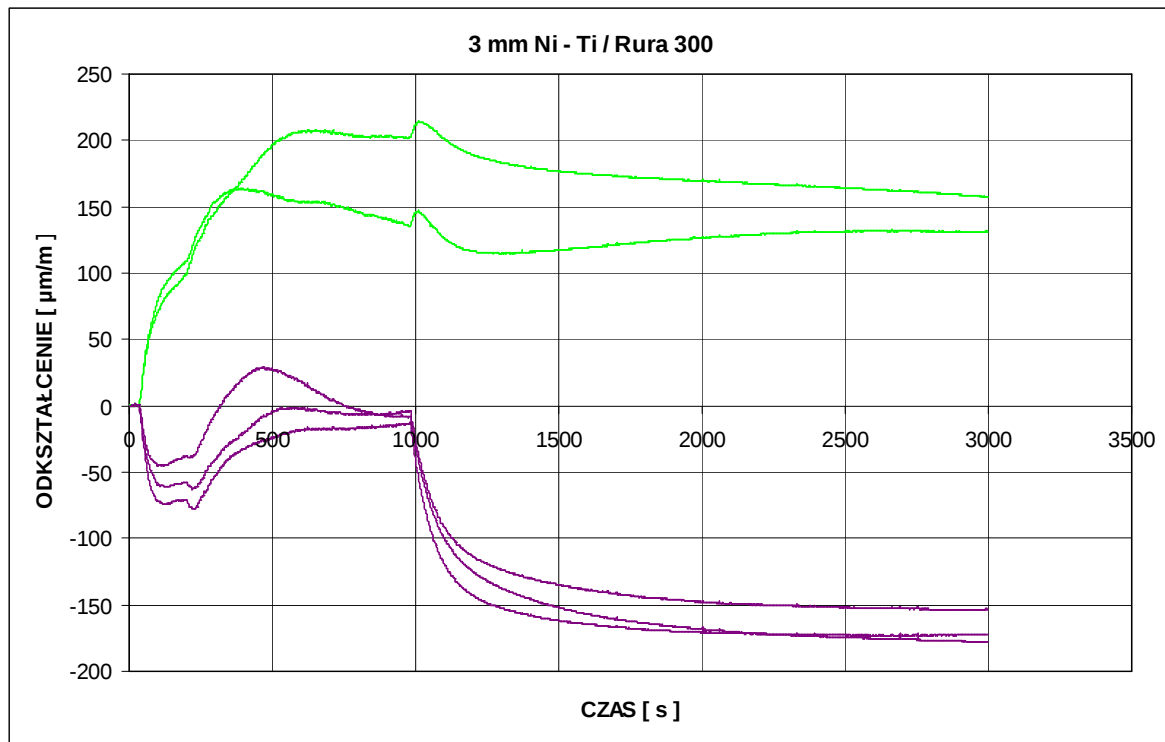


Fig. 10.30. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 300 mm grâce au fil Ni-Ti de diamètre 3 mm..

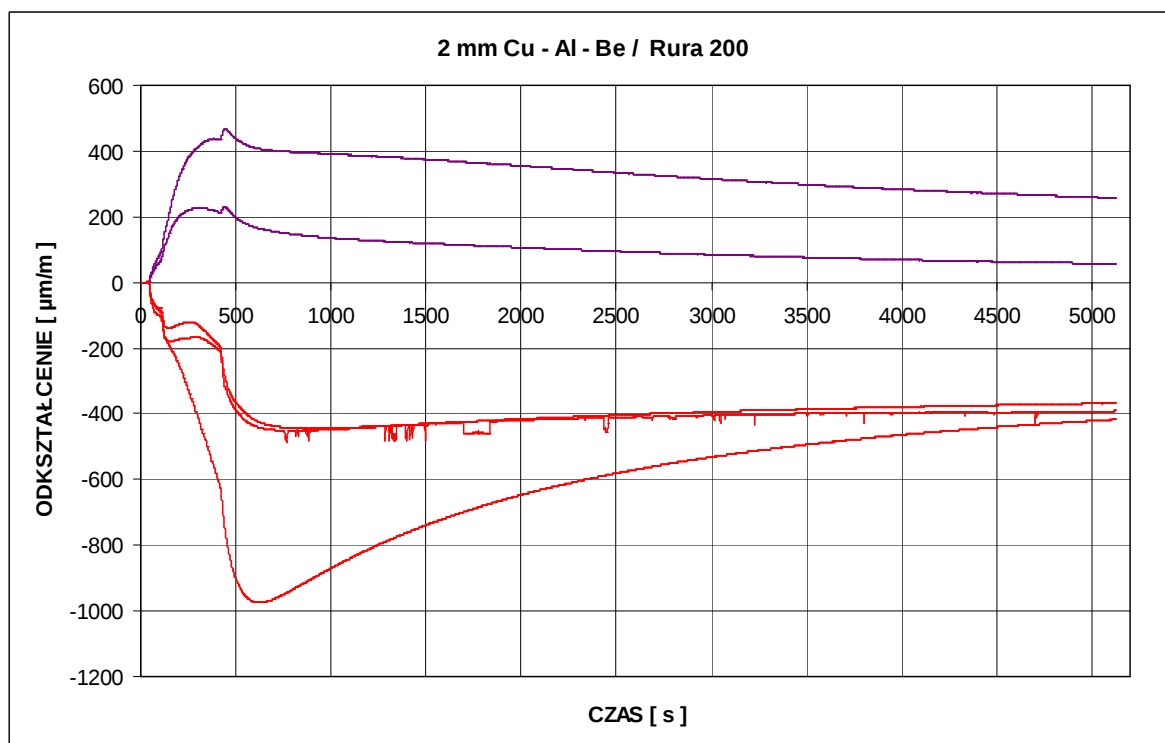


Fig. 10.31. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 200 mm grâce au fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm.

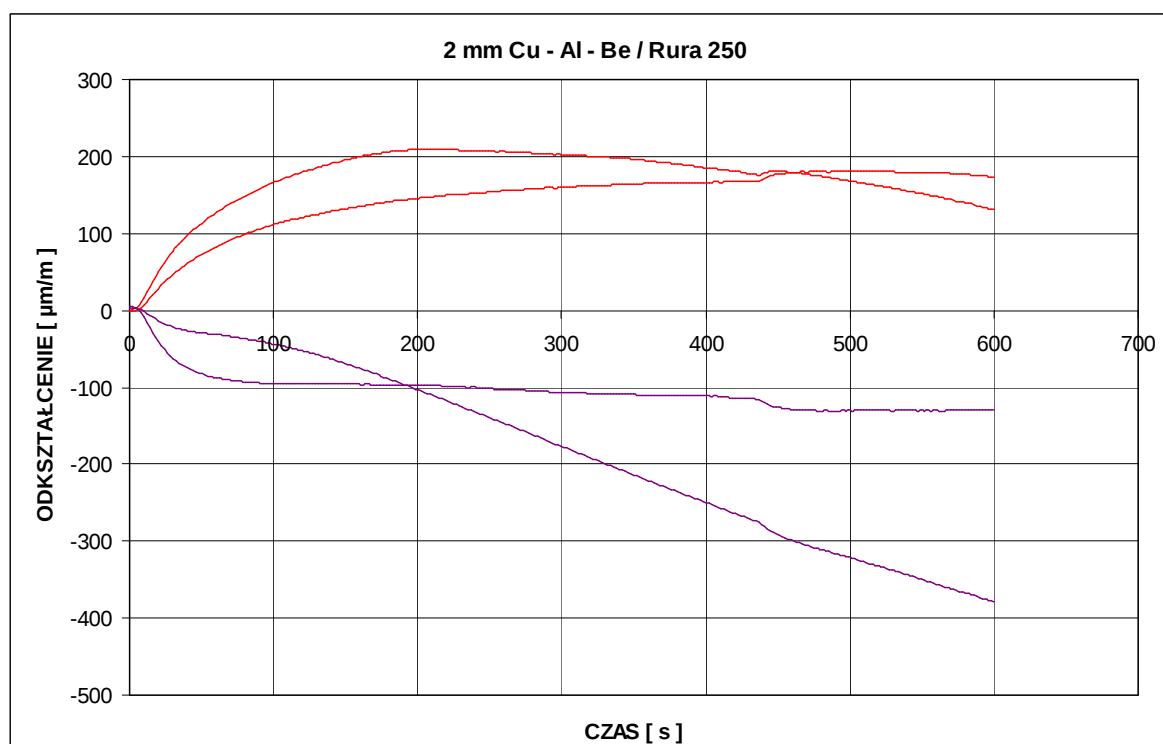


Fig. 10.32. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 250 mm grâce au fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm.

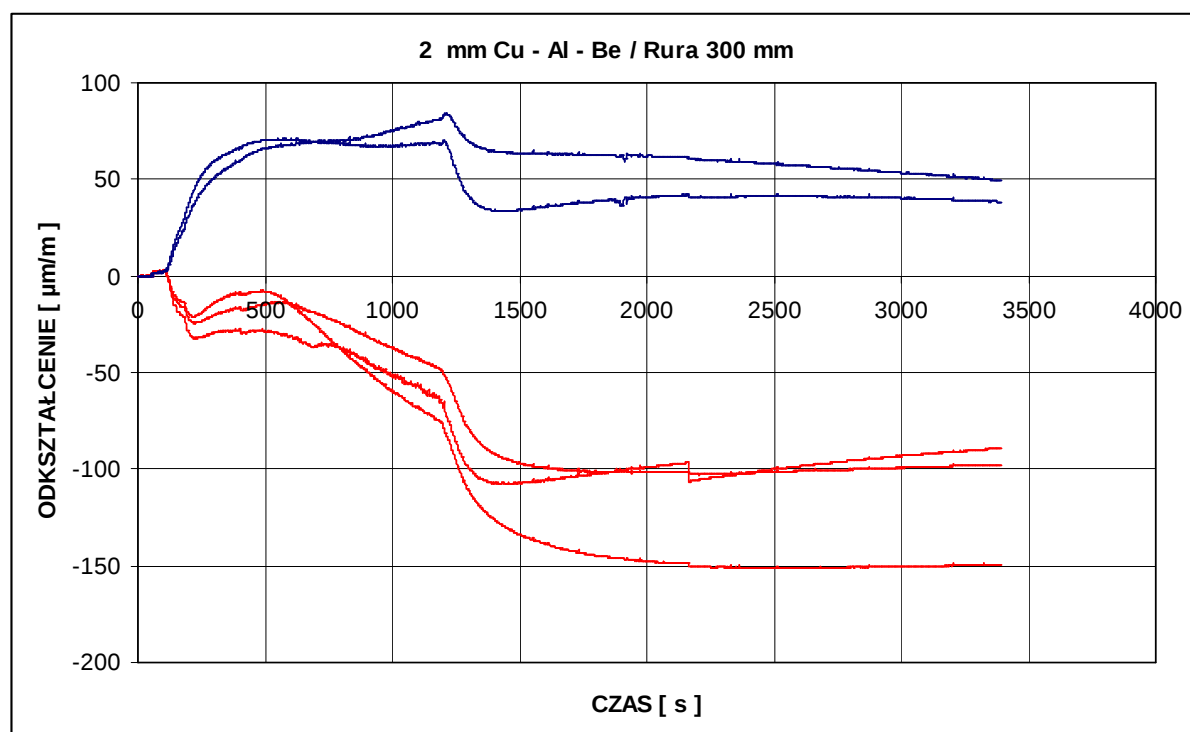


Fig. 10.33. Evolution des déformations circonférentielle et longitudinale en fonction du temps durant les essais de mise en précontrainte des cylindres de 300 mm grâce au fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm.

10.6. Modèle théorique de comportement des fils à mémoire de forme pour un chargement cyclique de traction–compression

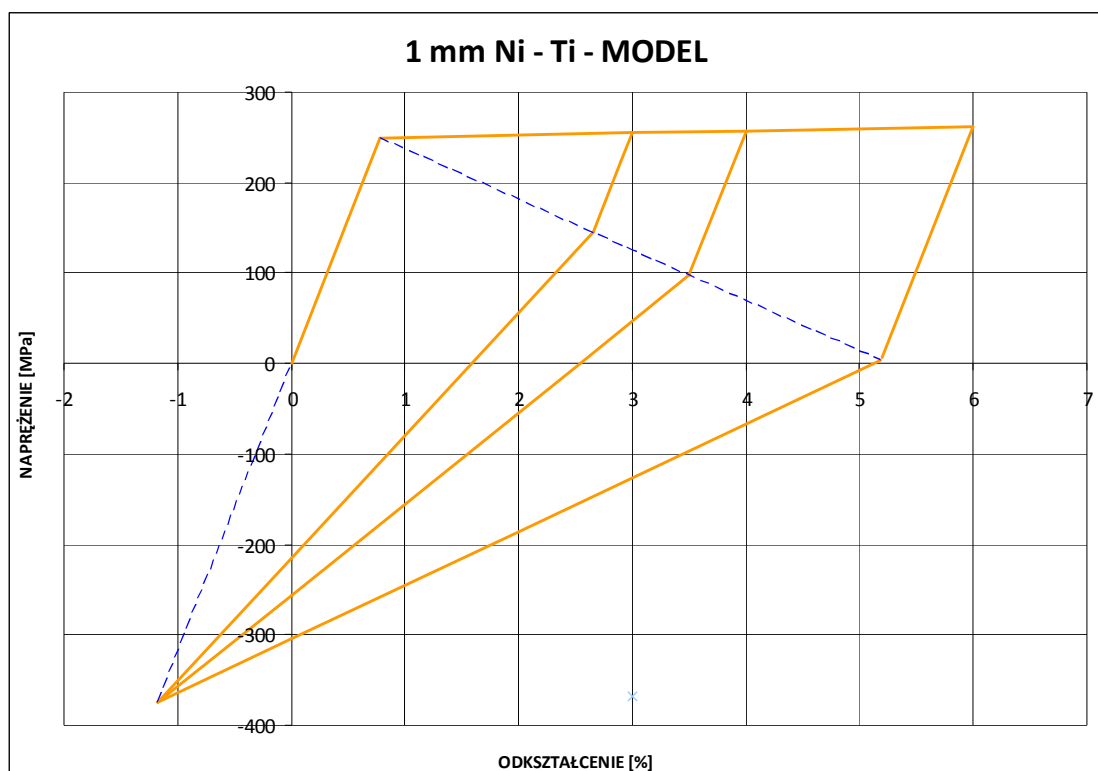


Fig. 10.34. Modèle théorique de comportement du fil Ni – Ti de diamètre 1 mm pour un chargement cyclique de traction – compression.

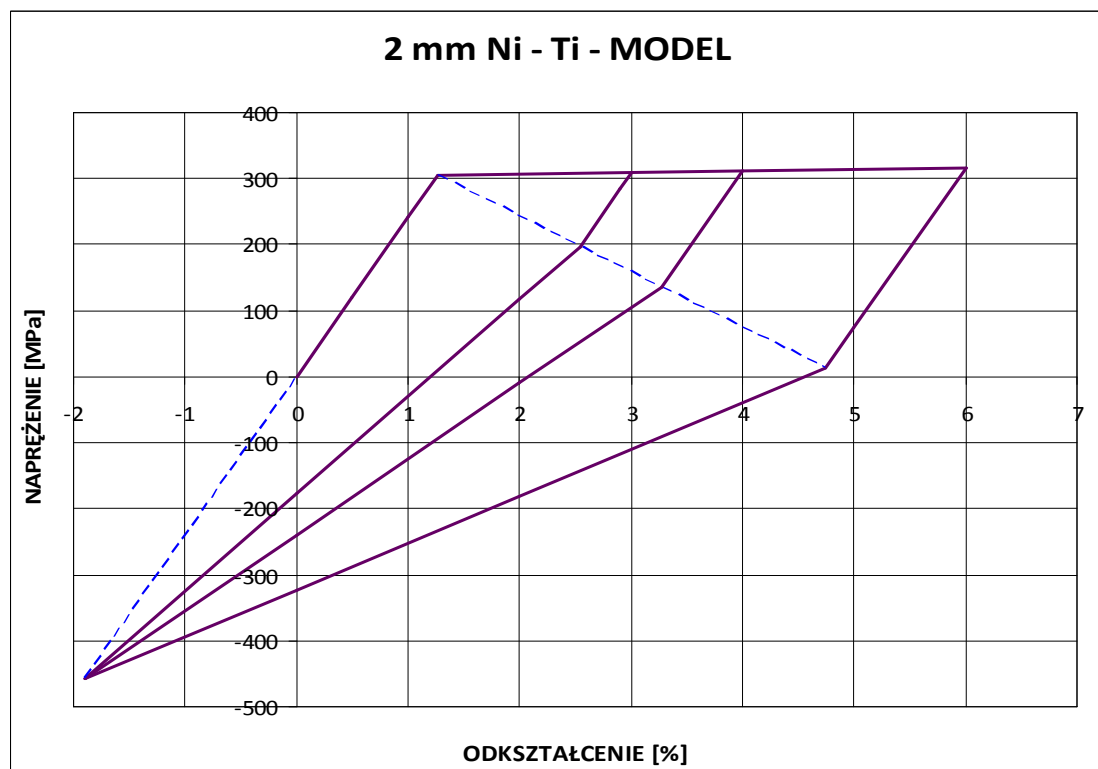


Fig. 10.35. Modèle théorique de comportement du fil Ni – Ti de diamètre 2 mm pour un chargement cyclique de traction – compression.

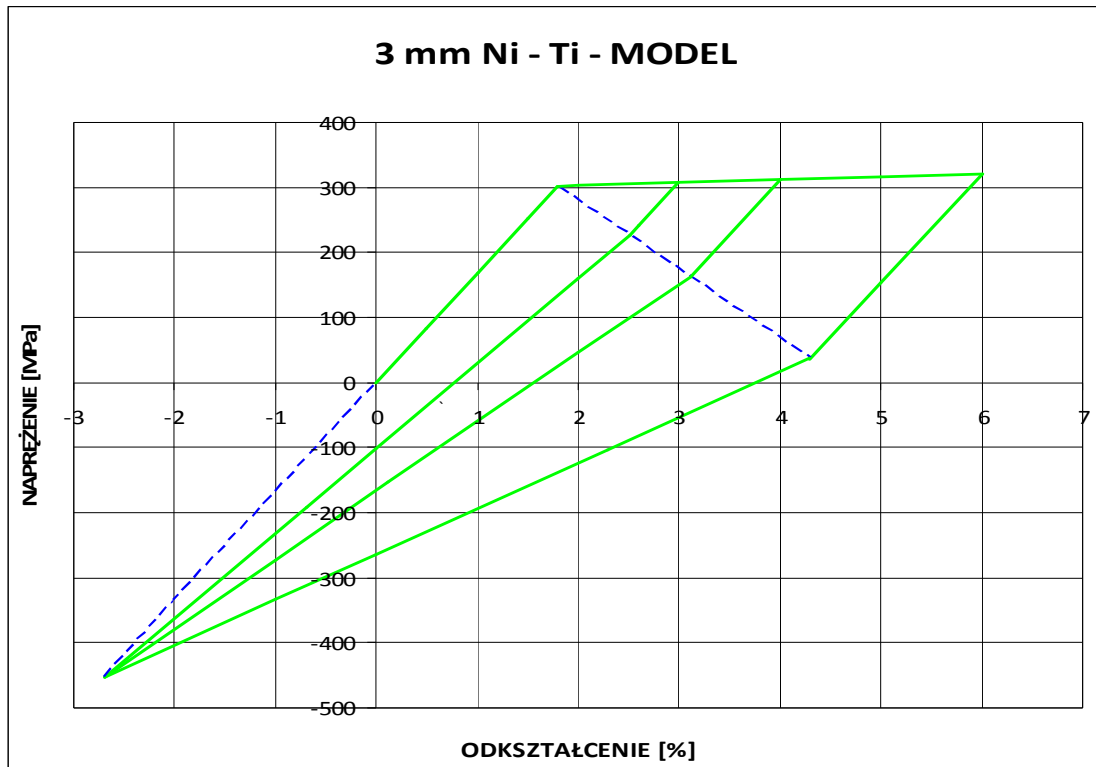


Fig. 10.36. Modèle théorique de comportement du fil Ni – Ti de diamètre 3 mm pour un chargement cyclique de traction – compression.

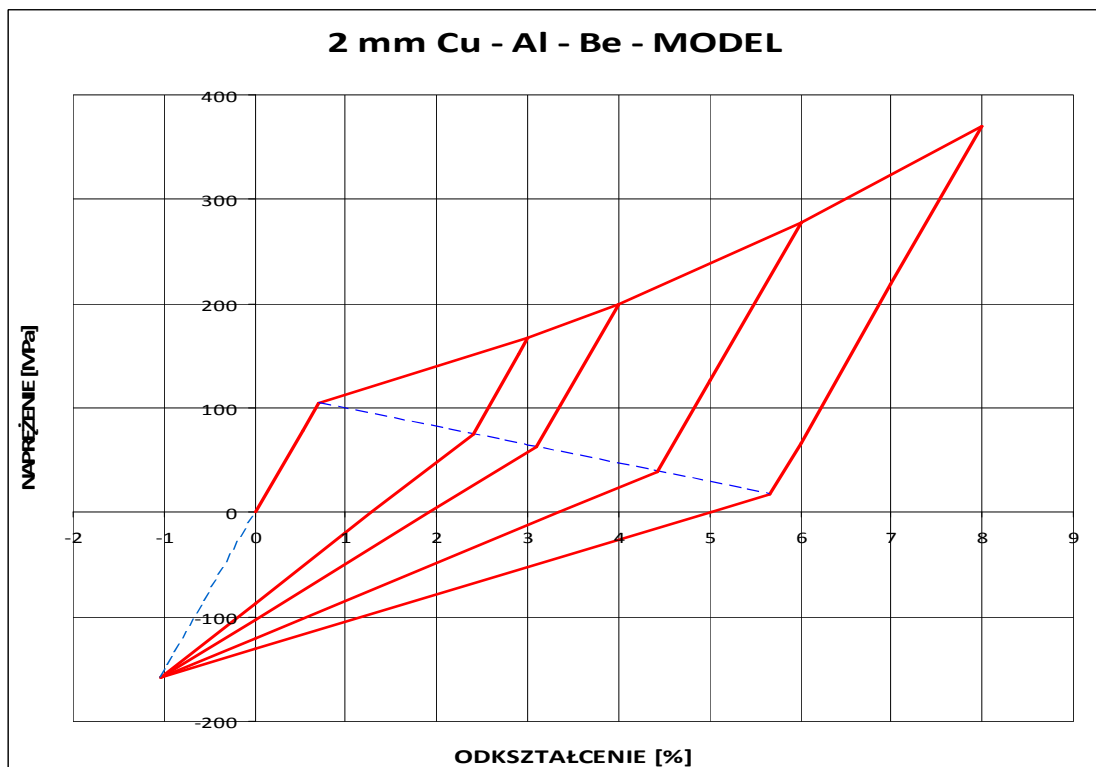


Fig. 10.37. Modèle théorique de comportement du fil Cu – Al – Be de diamètre 2 mm pour un chargement cyclique de traction – compression.

Bibliographie

- [1] Abdel Baky H., Kotynia R., Neale K.W.: "Nonlinear FE analysis of RC beams strengthened in flexure with NSM CFRP systems.", 6th International Conference Analytical Models and New Concepts in Concrete and Masonry Structures AMCM 2008 Łódź, 9-11 june 2008r.
- [2] Andrawes B., DesRoches R.: „Effect of ambient temperature on the hinge opening in the bridges with shape memory alloy seismic restrainers.”, Engineering Structures 29 (2007) 2294-2301
- [3] Antonucci V., Faiella G., Giordano M., F.Mennella, L. Nicolais, „Electrical resistivity study and characterization during NiTi phases transformations”, Thermochemica Acta 462 (2007) 64-69
- [4] Bakht B., Jeager L.G, Mufti A. A.: “Elastic modulus of concrete from compression tests”, ACI Materials Journal, May-June 1989 p. 220-224.
- [5] Brammajyosula R., Buravalla V., Khandelwal A., “Model for resistance evolution in shape memory alloys including R-phase”, Smart Materials And Structures 20 (2011) 11pp.
- [6] Brocca M., Brinson L.C., Bazant Z.P., „Three-dimensional constitutive model for shape memory alloys based on microplane model.”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 50 (2002) 1051-1077
- [7] Chen Q.F., Zuo X.B., Wang L.M., Chang W., Tian W.Y., Li A.Q., Yang H., Liu L.H.: „NiTi wire as a superelastic damping material in structural engineering.”, Materials Science and Engineering A 438-440 (2006) 1089-1092
- [8] Choi E., Chung Y-S., Kim Y-W., Kim J-W.: „Monotonic and cyclic bond behavior of confined concrete using NiTiNb SMA wires.”, Smart Materials and Structures 20 (2011) 075016(11pp).
- [9] Choi E., Chung Y-S., Kim Y-W., Kim J-W.: „The confining effectiveness of NiTiNb SMA wires jackets for concrete.”, Smart Materials and Structures 19 (2010) 035024 (8pp).
- [10] Choi E., Chung Y-S., Cho B.S., Nam T.-H.: “Confining concrete cylinders using shape memory alloy wires.”, The European Physical Journal Special Topic 158, 255-259 (2008)
- [11] Choi E., Nam T.H., Oh J.T., Cho B.S.: „An isolation bearing for highway bridges using shape memory alloys.”, Materials Science and Engineering A 438 – 440 (2006) 1081 – 1084
- [12] Choi E., Cho S-C., Hu J-W., Park T, Chung Y-S.: „Recovery and residual stress of SMA wires and application for concrete structures”, Smart Mater. Struct. 19 (2010) 094013.
- [13] Clark P., Aiken I., Kelly J., Higashino M., Krumme R., „Experimental and analytical studies of shape memory alloy dampers for structural control.” In : proceedings of passive damping 1995.
- [14] Cui D., Song G., Li H., “Modeling of the electrical resistance of shape memory alloy wires”, Smart Mater. Struct. 19 (2010) 055019 (8 pp).
- [15] Czaderski C., Hahnebach B., Motavalli M.: „ RC beam with variable stiffness and strength”, Construction and Building Materials 20 (2006) 824 – 833.
- [16] Debska. A, Destrebecq J.F.,Seruga. A. Gwoździewicz. P., Balandraud X., „An experimental study of the use of shape memory alloy for the prestressing of small scale concrete beams”, 7th International Conference Analytical Models and New Concepts in Concrete and Masonry Structures AMCM 2011 Kraków, 13-15 czerwca 2011r.
- [17] Dębska A., Jarno Ł, “Concrete members prestressed by shape memory alloys (SMA) – SMA heating optimazing”, Konferencji Naukowej Doktorantów i Młodych Naukowców – Młodzi dla Techniki 2013, 6 listopada 2013, Płock, Polska.
- [18] Dębska A., „Zastosowanie materiałów z pamięcią kształtu (SMA) dla sprężenia konstrukcji budowlanych”, praca magisterska.

- [19] DesRoches R., Delemont M.: „Seismic retrofit of simply supported bridges using shape memory alloys.”, *Engineering Structures* 24 (2002) 325 – 332.
- [20] Destrebecq J.-F., Balanraud X.: “Interaction Between Concrete Cylinders and Shape-Memory Wires in the Achievement of Active Confinement”, *Materials with Complex Behaviour, Advanced Structured Materials, Volume 3, Part 1*, DOI 10.1007/978-3-642-12667-3_2, p. 19-34
- [21] Dominik I. „Sterowanie liniowym napędem wykorzystującym efekt pamięci kształtu”, rozprawa doktorska; promotor :J. Kwaśniewski, Akademia Górniczo – Hutnicza im. Stanisława Staszica, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki, Katedra Automatyzacji Procesów.
- [22] El-Tawil S., Ortega-Rosales J., „Prestressing concrete using shape memory alloy tendons”, *ACI Structural Journal*, 101(6), Nov.-Dec. 2004, 846-851.
- [23] European-Commission-JRC (2000).” Shape Memory Alloy Devices for Seismic Protection of Cultural Heritage Structures”; Final Workshop of ISTECH Project, Ispra, Italy.
- [24] Feng Z., Li Q., Sun H.: „Behavior of concrete beam with embedded shape memory alloy wires”, *Engineering structures* 28 (2006) 1691-1697
- [25] Gabry B., Lexcelent C., No V.H, Miyazaki S.: „Thermodynamic modeling of recovery strains of sputter-deposited shape memory alloys Ti-Ni and Ti-Ni-Cu thin films”, *Thin Solid Films* 372 (2000) 118-133
- [26] Gądek S., Hebda M., Kazior J.: „Zastosowanie dylatometrii w badaniach przemysłowych na przykładzie proszku ferrytycznej stali nierdzewnej AISI 434L”, *Czasopismo Techniczne* 9-M/2012 zeszyt 26 rok 109 , s. 77-87
- [27] Guénin G.: „Alliages à mémoire de forme”,
- [28] Ghali A., Elliott E.: „Prestressing of circular tanks.”, *ACI Structural Journal* nr 6, 1991, s. 721-729.
- [29] Gwoździwicz P., Jarno Ł., Dębska A.: „Efektywność wzbudzania trwałych sił w wybranych stopach z pamięcią kształtu”, *Konferencja Naukowo – Techniczna Konstrukcje Sprężone*, 21-23 marca 2012, Kraków
- [30] Janke L., Czaderski C., Motavalli M., Ruth J., „Applications of shape memory alloys in civil engineering structures – Overview, limits and new ideas.”, *Materials and Structures* 38 (June 2005) 576-592
- [31] Kaszuwara W., „Stopy z pamięcią kształtu” *Inżynieria Materiałowa* Nr 2/2004 (61-64)
- [32] Kciuk M.: „ Koncepcja formułowania modelu matematycznego aktuatora ciągnowego SMA na podstawie charakterystyk elektro-mechanicznych” („Idea of SMA wire actuator modeling based on its electro-mechanical characteristics”), XII International PhD Workshop OWD 2010, 23-26 October 2010
- [33] Kiernożycki W.: „Betonowe konstrukcje masywne – teoria, wymiarowanie, realizacja”, Kraków : Polski Cement, 2003.
- [34] Kłapyta G., Jędrzycki T., Kluszczyński K., „Stopy z pamięcią kształtu (SMA) w mechatronice.”, *Przegląd elektrotechniczny* R.80 NR 9/2004 s. 825 – 828
- [35] Kotynia R., Meier U., : „RC slabs strengthened with prestressed and gradually anchored CFRP strips under cyclic loading.”, 6th International Conference Analytical Models and New Concepts in Concrete and Masonry Structures AMCM 2008 Łódź, 9-11 June 2008r.
- [36] Kotynia R.: „Shear strengthening of RC beams with polymer composites.”, Associate Professor Thesis, Łódź 2011.
- [37] Krstulovic-Opara N., Naaman A.E., „Self-Stressing Fiber Composites”, *ACI Structural Journal*, March-April 2000, vol.97, no.2, p.335-345.

- [38] Krstulovic-Opara N., Thiedeman P.D., „Active confinement of concrete members with self- stressing composites.”, *ACI Materials Journal*, May-June 2000, vol.97, no.3, p.297-308.
- [39] Kuang Y.-Ch., Ou J.- P.: „Passive smart self-repairing concrete beams by using shape memory alloy wires and fibers containing adhesives.” *J.Cent. South Univ. Technol.* (2008) 15: 411-417
- [40] Lagoudas D. C., “Shape memory alloys – Modeling and Engineering applications”, s. 19-26
- [41] Lau K.: „Vibration characteristics of SMA composite beams with different boundary conditions”, *Materials and Design* 23 (2002) 741-749
- [42] Leclercq S., Excellent C. :“A general macroscopic description of the thermomechanical behavior of shape memory alloys” *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 44, No. 6, pp. 953-980, 1996
- [43] Li H., Liu M., Ou JP.: „ Experimental study of a simple reinforced concrete beam temporarily strengthened by SMA followed by permanent strengthening with CFRP pates”, *Engineering Structures* 30 (2008) 716 – 723
- [44] Li H., Liu M., Ou JP., „Vibration mitigation of stay cable with one shape memory damper.” *Structural Control and Health Monitoring* 2004;11:1-36
- [45] Lopez-Ferreno I., Brezowski T., Ruiz-Larrea I., Lopez-Echarri A., Ló M., San Juan J.: „Thermal treatments and transformation behavior of Cu-Al-Be shape memory alloys”, *Journal of Alloys and Compounds* (2012) 1-5
- [46] Ma N., Song G., Lee H-J.: „ Position control of shape memory alloy actuators with internal electrical resistance feedback using neural networks.”, *Smart Materials And Structures* 13 (2004) 777-783
- [47] Mazzolani F. M., Mandara A.: „Modern trends in the use of special metals for the improvement of historical and monumental structures.”, *Engineering Structures* 24 (2002) 843-856
- [48] McCormick J., Asce S.M, Tyber J., DesRoches R., Asce M., Gall K., Maier H.J.: „Structural engineering with NiTi. II: Mechanical behavior and scaling.” *Journal of Engineering Mechanics* - Septembre 2007 pp. 1019-1029
- [49] Michno J.: „Oddziaływanie kabli sprężających na żelbetową ścianę zbiornika walcowego.”, *Inżynieria i Budownictwo* nr 5, 1977, s. 180-183
- [50] Michno J.: „Kształtowanie wytrzymałościowe ścian sprężonych betonowych zbiorników sprężonych.”, *Praca doktorska, Politechnika Krakowska* 1983
- [51] Montecinos S., Cuniberti A.: „Thermomechanical behavior of a CuAlBe shape memory alloy.”, *Journal of Alloy and Compounds* 457 (2008) 332-336
- [52] Moser K., Bergamini A., Christen R., C. Czaderski, „Feasibility of concrete prestressed by shape memory alloy short fibers”, *Materials Structures*, 38, June 2005, 593-600.
- [53] Motavalli M., Czaderski C., Bergamini A., Janke L. ; „Application of shape memory alloys in civil engineering: past, present and future” Empa, Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research, Empa, Structural Engineering Research Laboratory
- [54] Nagai H., Oishi R., „ Shape memory alloys as strain sensors in composites”, *Smart Materials And Structures* 15 (2006) 493-498
- [55] Pampanin S.: „Controversial aspects in seismic assessment and retrofit of structures in modern times: understanding and implementing lessons from ancient heritage”, *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, Vol. 39, No. 2, June 2006
- [56] Park J., Choi E., Park K., Kim H-T.: „Comparing the cyclic behavior of concrete cylinders confined by shape memory alloy wire or steel jackets.”, *Smart Materials and Structures* 20 (2011) 094008 (11pp).

- [57] Radwańska M.: „Ustroje powierzchniowe. Podstawy teoretyczne oraz rozwiązania analityczne i numeryczne.” Wydawnictwo PK 2013
- [58] Rejzner J., Lexcellent C., Raniecki B.: „Pseudoelastic behaviour of shape memory alloy beams under pure bending: experiments and modelling.”, *Int. J. Mechanical Sciences*, 44, 2002, p. 665-686
- [59] Saiidi M.S., Sadrossadat-Zadeh M., Ayoub C., Itani A., „Pilot study of behaviour of concrete beams reinforced with shape memory alloys.”, *Journal of Materials in Civil Engineering (ASCE)*, 19(6), June 2007, 454-461.
- [60] Sapińska – Wcisło, „Mechatroniczne człony wykonawcze z zastosowaniem materiałów inteligentnych.”, rozprawa doktorska 2006, promotor Mariusz Giergiel, Akademia Górniczo – Hutnicza im. Stanisława Staszica, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki, Katedra Robotyki i Mechatroniki.
- [61] Seruga A., Kańka S., Lisowicz T.: „Moduł sprężystości betonów na kruszywie granitowym w świetle badań doświadczalnych.”, *Czasopismo Techniczne Rok 109, Z.21, 4-B/2012*, s.103 – 117
- [62] Seruga A.: „Naprężenia termiczne w powłokach walcowych betonowych zbiorników sprężonych.”, PAN Oddział Kraków, Komisja Budownictwa „Wybrane problemy budownictwa” 2000, s. 53-74
- [63] Seruga A., Michno J., Hołowiński M.: „Porównanie metod obliczenia betonowych zbiorników sprężonych.”, *Inżynieria i Budownictwo nr 6, 1984*, s. 205-210
- [64] Seruga A.: „Analiza stanów naprężenia i odkształcenia w powłokach zbiorników cylindrycznych z betonu sprężonego.”, Monografia 289, Politechnika Krakowska 2003
- [65] Shin M., Andrawes B., „Emergency repair of severely damaged reinforced concrete columns using active confinement with shape memory alloys.”, *Smart Materials and Structures* 20 (2011) 065018 (9pp).
- [66] Shin M., „Seismic retrofit of repair of reinforced concrete bridge columns using shape memory alloys spirals”, rozprawa doktorska Univeristy of Illinois at Urban – Champaign, 2012.
- [67] Song G., Ma N., Li H.-N.: „Application of shape memory alloys in civil structures”, *Engineering Structures* 28 (2006) 1266-1274
- [68] Tran H., Dębska A., Balandraud X., Destrebecq J-F.: „Utilisation de fils en alliage a mémoire de forme pour la création de précontraintes dans des poutrelles en béton.”, XXVIIIe Rencontres Universitaires de Génie Civil. La Bourboule, 2 au 4 juin 2010
- [69] Tran H., Balanraud X., Destrebecq J.-F.: “Recovery stresses in SMA wires for civil engineering applications: experimental analysis and thermomechanical modeling”, *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 2011, 42, No. 5 DOI 10.1002/mawe.201100805
- [70] Tran H. „Création d'états de précontrainte dans des composants en béton par alliages a mémoire de forme : approche expérimentale et modélisation,,”, rozprawa doktorska 2012, Uniwersytet Blaise Pascal – Clermont II – UFR Siences et Technologie
- [71] Wu X. D., Fan Y. Z., Wu J.S., “ A study on the variations of the electrical resistance for NiTi shape memory alloy wires during the thermo-mechanical loading”, *Materials and Design* 21 (2000) 511-515
- [72] Ziółkowski A., “Pseudosprężystość stopów z pamięcią kształtu. Badania doświadczalne i opis teoretyczny”, praca habilitacyjna, Instytut podstawowych problemów techniki Polskiej Akademi Nauk 2006, p. 34-39
- [N-1] ASTM F2004 – 05 (Reapproved 2010), „Standard Test method for Transformation Temperature of Nickel-Titanium Alloys by Thermal Analysis”.
- [N-2] ASTM F2005 – 05 (2010), „Standard Terminology for Nickel-Titanium Shape Memory Alloys”

- [N-3] PN-EN 12390-6:2001 Badania betonu - Część 6: Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu próbek do badania.
- [I-1] <http://www.nimesis.com> - site web Nimesis - fournisseur de matériaux à mémoire de forme.